

POLITECNICO DI MILANO  
Scuola di Ingegneria dell'Informazione  
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Elettronica



# Controllo Reattore - Turbina di Impianti Nucleari con Reattori ad Acqua in Pressione

---

Relatore: Chiar.mo Prof. Sergio BITTANTI  
Correlatori: Ing. Antonio DE MARCO  
Ing. Silvia CANEVESE  
Ing. Vincenzo CASAMASSIMA

Tesi di Laurea di:  
Marco Raffaele RAPIZZA  
Matr. 680672

Anno Accademico 2010/2011



<sup>6</sup> *Stupenda per me la tua saggezza,  
troppo alta, e io non la comprendo.*  
<sup>7</sup> *Dove andare lontano dal tuo spirito,  
dove fuggire dalla tua presenza?*  
<sup>8</sup> *Se salgo in cielo, là tu sei,  
se scendo negli inferi, eccoti.*  
<sup>9</sup> *Se prendo le ali dell'aurora  
per abitare all'estremità del mare,  
<sup>10</sup> anche là mi guida la tua mano  
e mi afferra la tua destra.*  
<sup>11</sup> *Se dico: «Almeno l'oscurità mi copra  
e intorno a me sia la notte»;*  
<sup>12</sup> *nemmeno le tenebre per te sono oscure,  
e la notte è chiara come il giorno;  
per te le tenebre sono come luce.*

*Salmo 139*



# Indice

---

<b>INDICE</b>	<b>5</b>
<b>INDICE DELLE FIGURE</b>	<b>11</b>
<b>INDICE DELLE TABELLE</b>	<b>16</b>
<b>ABSTRACT</b>	<b>17</b>
<b>INTRODUZIONE</b>	<b>19</b>
<b>OBIETTIVI DELLA TESI</b>	<b>22</b>
OBIETTIVO GENERALE	22
OBIETTIVI SPECIFICI	23
<b>ORGANIZZAZIONE DEI CAPITOLI</b>	<b>23</b>
<b>CAPITOLO 1 CENNI DI FISICA DEL REATTORE</b>	<b>25</b>
<b>LA FISSIONE NUCLEARE</b>	<b>25</b>
<b>FISICA DEL REATTORE NUCLEARE</b>	<b>27</b>
NEUTRONI PRONTI E NEUTRONI RITARDATI	27
MODERAZIONE DEI NEUTRONI	28
FORMULA DEI QUATTRO FATTORI	30
REATTIVITÀ E CONTROLLO DELLA REAZIONE	32
<b>CAPITOLO 2 IMPIANTI CON REATTORI NUCLEARI AD ACQUA IN PRESSIONE</b>	<b>35</b>
<b>IL CIRCUITO PRIMARIO</b>	<b>38</b>
LA CONFIGURAZIONE DEL PRIMARIO	38
<b>IL REATTORE</b>	<b>39</b>
IL RECIPIENTE IN PRESSIONE	39
LE STRUTTURE INTERNE	39

IL NOCCIOLO	42
GLI ELEMENTI DI COMBUSTIBILE	43
LE BARRE DI CONTROLLO	45
<b>IL GENERATORE DI VAPORE</b>	<b>47</b>
<b>IL PRESSURIZZATORE</b>	<b>48</b>
<b>IL CIRCUITO SECONDARIO</b>	<b>50</b>
<b>SISTEMI AUSILIARI E DI SICUREZZA</b>	<b>52</b>
<b>LA GERARCHIA DEL SISTEMA DI CONTROLLO</b>	<b>56</b>
<b><u>CAPITOLO 3 PRINCIPALI REGOLAZIONI DELL'IMPIANTO</u></b>	<b><u>59</u></b>
<b>STABILITÀ INTRINSECA DEL REATTORE E DELL'IMPIANTO NUCLEARE PWR</b>	<b>59</b>
<b>REGOLAZIONE DELLA POTENZA TERMICA GENERATA</b>	<b>61</b>
“CONSTANT- $T_{AV}$ PROGRAM”	62
“CONSTANT-P PROGRAM”	64
“COMPROMISE PROGRAMS”	65
<b>REGOLAZIONE DI PRESSIONE E VOLUME NEL CIRCUITO PRIMARIO</b>	<b>66</b>
<b>REGOLAZIONE DEL LIVELLO NEL GENERATORE DI VAPORE</b>	<b>67</b>
<b>REGOLAZIONE DELLA PRESSIONE DEL VAPORE NEL GENERATORE DI VAPORE</b>	<b>68</b>
<b>REGOLAZIONE FREQUENZA/POTENZA</b>	<b>68</b>
REGOLAZIONE PRIMARIA	70
REGOLAZIONE SECONDARIA	72
REGOLAZIONE TERZIARIA	73
REGOLAZIONE INTEGRALE LOCALE DI FREQUENZA (DI ISOLA)	73
<b><u>CAPITOLO 4 ANALISI RGA E TECNICHE DI CONTROLLO</u></b>	<b><u>75</u></b>
<b>“RELATIVE GAIN ARRAY” (RGA)</b>	<b>76</b>
<b>CONTROLLORI PROPORZIONALI ED INTEGRALI (PI)</b>	<b>78</b>
<b>AZIONI DI FEED-FORWARD</b>	<b>79</b>
<b>CONTROLLO <math>H_{\infty}</math> CON PROCEDURA DI LOOP SHAPING</b>	<b>80</b>
INCERTEZZA E CONTROLLO ROBUSTO	80
Modelli di incertezza e controllo $H_{\infty}$	80
Calcolo del controllore $K$	85
CONTROLLO ROBUSTO E PERFORMANCE	86
CONTROLLORE $H_{\infty}$ “LOOP SHAPING”	89
a) Pre-condizionamento dell'impianto	90
b) Scelta dei <i>pre</i> e <i>post</i> compensatori	90
c) Progetto del controllore $K_s$	91
d) Implementazione del controllore	91
<b><u>CAPITOLO 5 ORGANIZZAZIONE DEL LAVORO</u></b>	<b><u>93</u></b>
<b>IMPIANTO DI RIFERIMENTO E MODELLO DINAMICO</b>	<b>93</b>
<b>LINEARIZZAZIONE</b>	<b>95</b>
<b>ANALISI RGA</b>	<b>96</b>
<b>PROGETTO DI CONTROLLORI SISO (AD AZIONE PROPORZIONALE E INTEGRALE)</b>	<b>96</b>
<b>PROGETTO DEL CONTROLLORE MULTIVARIABILE</b>	<b>98</b>

<b>REGOLAZIONE PRIMARIA DELLA FREQUENZA DI RETE</b>	<b>100</b>
<b>VERIFICA DELLE PRESTAZIONI DEL CONTROLLORE</b>	<b>102</b>

**CAPITOLO 6 IMPIANTO DI RIFERIMENTO E MODELLO MATEMATICO  
DELL'IMPIANTO** **103**

<b>L'IMPIANTO DI RIFERIMENTO</b>	<b>103</b>
ISOLA NUCLEARE	103
CIRCUITO SECONDARIO	104
<b>IL REATTORE</b>	<b>106</b>
CINETICA NEUTRONICA	106
ELEMENTO DI COMBUSTIBILE	107
REFRIGERANTE	108
<b>IL CIRCUITO PRIMARIO</b>	<b>109</b>
<b>IL GENERATORE DI VAPORE (GV)</b>	<b>110</b>
ZONA SOTTORAFFREDDATA	111
Lato primario	111
Lato secondario	113
ZONA EVAPORANTE	114
Lato primario	114
Lato secondario	116
DUOMO	120
TUBO DI ADDUZIONE E VALVOLA DI TURBINA	122
<b>LA TURBINA</b>	<b>123</b>
<b>L'ALTERNATORE E LA FREQUENZA DI RETE</b>	<b>127</b>

**CAPITOLO 7 IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO, LINEARIZZAZIONE ED  
ANALISI RGA** **129**

<b>IL SOTTOSISTEMA PRINCIPALE</b>	<b>130</b>
LE VARIABILI DI INGRESSO DEL MODELLO	130
LE VARIABILI DI USCITA DEL MODELLO	131
LE VARIABILI DI STATO DEL MODELLO	131
<b>IL SOTTOSISTEMA TURBINA-ALTERNATORE-RETE</b>	<b>132</b>
<b>L'IMPIANTO AD ANELLO APERTO</b>	<b>132</b>
VARIAZIONE DELLA POSIZIONE DELLE BARRE DI CONTROLLO	133
VARIAZIONE DELL'APERTURA DELLA VALVOLA DI TURBINA	136
<b>LINEARIZZAZIONE</b>	<b>140</b>
VARIAZIONI DELLA POSIZIONE DELLE BARRE DI CONTROLLO	142
VARIAZIONI DELL'APERTURA DELLA VALVOLA DI TURBINA	146
<b>ANALISI RGA DEL MODELLO LINEARIZZATO</b>	<b>150</b>

**CAPITOLO 8 CONTROLLO TRADIZIONALE DELL'IMPIANTO** **155**

<b>IL CONTROLLORE DI LIVELLO DEL GENERATORE DI VAPORE</b>	<b>155</b>
PROGETTO DELL'ANELLO INTERNO	157
PROGETTO DELL'ANELLO ESTERNO	157

<b>IL CONTROLLORE DI CARICO ELETTRICO</b>	<b>158</b>
<b>IL CONTROLLORE DI TEMPERATURA MEDIA DEL FLUIDO PRIMARIO</b>	<b>159</b>
<b>IL CONTROLLORE DI PRESSIONE NEL GENERATORE DI VAPORE</b>	<b>164</b>
<b>IL CONTROLLORE DI PRESSIONE NEL GV CON MISURA DELLA CONCENTRAZIONE DEI NEUTRONI</b>	<b>167</b>
<b>IMPIANTO REGOLATO: SIMULAZIONI</b>	<b>170</b>
SIMULAZIONI A GRADINO: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI TEMPERATURA MEDIA PRIMARIO	170
SIMULAZIONI A GRADINO: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI PRESSIONE NEL GV	171
SIMULAZIONI A GRADINO: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI PRESSIONE GV E MISURA DEI NEUTRONI	172
SIMULAZIONI A GRADINO: OSSERVAZIONI	173
SIMULAZIONI A RAMPA: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI TEMPERATURA MEDIA PRIMARIO	175
SIMULAZIONI A RAMPA: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI PRESSIONE DEL GV	177
SIMULAZIONI A RAMPA: IMPIANTO CON CONTROLLORE DI PRESSIONE GV E MISURA DEI NEUTRONI	178
<b><u>CAPITOLO 9 CONTROLLO <math>H_{\infty}</math> CON PROCEDURA DI LOOP SHAPING</u></b>	<b>183</b>
<b>PROCEDIMENTO 1: SINTESI DEL CONTROLLORE E RIDUZIONE MEDIANTE TRONCAMENTO DIRETTO</b>	<b>185</b>
<b>PROCEDIMENTO 2: SINTESI DEL CONTROLLORE A PARTIRE DA FUNZIONI DI TRASFERIMENTO DI ORDINE RIDOTTO</b>	<b>191</b>
<b>ANALISI DELLA ROBUSTEZZA DEL CONTROLLORE</b>	<b>195</b>
<b>CONFRONTO TRA CONTROLLO TRADIZIONALE E CONTROLLO MULTIVARIABILE</b>	<b>198</b>
<b>CONTROLLORE MULTIVARIABILE MISTO</b>	<b>208</b>
<b>STRUTTURA ALTERNATIVA DEL CONTROLLORE</b>	<b>210</b>
<b><u>CAPITOLO 10 REGOLAZIONE DELLA FREQUENZA DELLA RETE ELETTRICA</u></b>	<b>213</b>
<b>MODELLI DELLA RETE ELETTRICA (ITALIANA ED ESTERA, CON REGOLAZIONE PRIMARIA E SECONDARIA)</b>	<b>214</b>
<b>PARTECIPAZIONE DELL'IMPIANTO NUCLEARE ALLA REGOLAZIONE PRIMARIA DELLA FREQUENZA DI RETE</b>	<b>217</b>
<b>PROVA 1: GUASTO AD UNA LINEA DI ALTA TENSIONE</b>	<b>219</b>
<b>PROVA 2: TEST DELLA CAPACITÀ DI REGOLAZIONE PRIMARIA DELL'IMPIANTO NUCLEARE MEDIANTE SEGNALE <i>AD HOC</i> DI FREQUENZA</b>	<b>222</b>
<b><u>CAPITOLO 11 VERIFICA DELLE PRESTAZIONI DEL CONTROLLORE DIDO (DOUBLE-INPUT-DOUBLE-OUTPUT)</u></b>	<b>225</b>
<b>SIMULATORE LEGOPC DELL'IMPIANTO</b>	<b>225</b>
<b>RISULTATI DI SIMULAZIONE</b>	<b>230</b>
<b><u>CONCLUSIONE</u></b>	<b>235</b>



<b>APPENDICE A EQUAZIONI DI CONSERVAZIONE</b>	<b>239</b>
L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA MASSA	240
L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA QUANTITÀ DI MOTO	240
L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELL'ENERGIA	240
MISCELA BIFASE	242
<b>APPENDICE B FATTORIZZAZIONE COPRIMA SINISTRA</b>	<b>245</b>
<b>APPENDICE C RIDUZIONE DELL'ORDINE DI UN SISTEMA: METODO DEL TRONCAMENTO DIRETTO</b>	<b>247</b>
CONTROLLABILITÀ E OSSERVABILITÀ	247
EQUAZIONE DI LYAPUNOV E GRAMIANI	248
ANALISI DI CONTROLLABILITÀ	249
ANALISI DI OSSERVABILITÀ	250
VALORI SINGOLARI DI HANKEL DEL SISTEMA	251
REALIZZAZIONE BILANCIATA A CATENA APERTA	251
MODELLI DI ORDINE RIDOTTO: METODO DEL TRONCAMENTO DIRETTO	252
<b>BIBLIOGRAFIA</b>	<b>255</b>
<b>RINGRAZIAMENTI</b>	<b>259</b>

---



## Indice delle Figure

<i>Figura I: Numero di Reattori e Potenza fornita alla rete dal 1954 al 2011.</i>	20
<i>Figura II: Numero di Reattori in costruzione al 1 ottobre 2011.</i>	21
<i>Figura III: Produzione mondiale di Energia Elettrica nel mese di giugno 2011.</i>	21
<i>Figura 1.1: Esempio di reazione nucleare.</i>	26
<i>Figura 1.2: Effetto del Moderatore.</i>	29
<i>Figura 2.1: Schema semplificato di un reattore PWR.</i>	35
<i>Figura 2.2: Schema più dettagliato di un impianto nucleare PWR.</i>	36
<i>Figura 2.3: Schema assometrico di un reattore PWR di III generazione con 4 loop per la generazione del vapore.</i>	38
<i>Figura 2.4: Recipiente in pressione di un impianto da 1500 MWe APWR – Advanced Pressurized Water Reactor, equivalente americano dell'EPR europeo.</i>	40
<i>Figura 2.5: Sezione del vessel e degli Internals.</i>	41
<i>Figura 2.6: Sezione schematica del nocciolo.</i>	42
<i>Figura 2.7: Schema di un elemento di combustibile PWR in sezione longitudinale e sezione trasversale.</i>	44
<i>Figura 2.8: Schema di un elemento di combustibile PWR in tre dimensioni.</i>	45
<i>Figura 2.9: Schema di una singola barretta di combustibile.</i>	45
<i>Figura 2.10: Elemento di combustibile e barretta di controllo di un reattore PWR.</i>	46
<i>Figura 2.11: Schema di principio di un generatore di vapore a tubi a U e struttura tridimensionale di un GV di recente progettazione.</i>	47
<i>Figura 2.12: Schema di un pressurizzatore.</i>	49
<i>Figura 2.13: Circuito secondario.</i>	51
<i>Figura 2.14: Schema del sistema di controllo chimico e volumetrico.</i>	53
<i>Figura 2.15: Schema degli Emergency Core Cooling Systems.</i>	54
<i>Figura 2.16: Schema del controllo di pressione del contenimento.</i>	55
<i>Figura 2.17: Struttura gerarchica del sistema di controllo.</i>	56
<i>Figura 3.1: Schema Impianto PWR.</i>	60
<i>Figura 3.2: Variazioni di temperature e pressioni significative in un programma di controllo a temperatura media primario costante.</i>	62
<i>Figura 3.3: Variazione di temperatura e reattività in seguito all'aumento della potenza richiesta dal carico.</i>	63

Figura 3.4: Variazioni di temperature e pressioni rilevanti in un programma di controllo a pressione del vapore costante.	65
Figura 3.5: Variazioni di temperature e pressioni di riferimento al variare del carico (Schultz,1961).	65
Figura 4.1: Schema a blocchi di un sistema 2x2 in cui sono presenti i due controllori SISO attraverso cui si controlla l'impianto in modo decentralizzato.	77
Figura 4.2: Schema a blocchi controllore e impianto	78
Figura 4.3: Schema a blocchi dell'incertezza additiva.	81
Figura 4.4: Schema a blocchi dell'incertezza moltiplicativa.	81
Figura 4.5: Schema a blocchi dell'incertezza considerata per un impianto la cui funzione di trasferimento $G$ è stata riscritta secondo una fattorizzazione coprima sinistra.	82
Figura 4.6: Schema a blocchi di un impianto in presenza di incertezza $\Delta$ e del controllore $K$ .	83
Figura 4.7: Schema a blocchi del sistema controllato nella sua globalità. Sono presenti il segnale di riferimento ( $r$ ), il rumore sull'uscita ( $d$ ) e il rumore di misura ( $n$ ).	86
Figura 4.8: Valori Singolari minimo e massimo e limiti da garantire per la robustezza e le prestazioni.	89
Figura 4.9: Schema a blocchi dell'impianto controllato attraverso la procedura di loop shaping.	90
Figura 4.10: Schema a blocchi ottimale dell'impianto controllato attraverso la procedura di loop shaping.	91
Figura 5.1: Diagramma di flusso delle attività svolte.	94
Figura 5.2: Scenari realizzati con i controllori SISO.	98
Figura 5.3: Scenari realizzati con i controllori MIMO.	100
Figura 5.4: Regolazione Primaria della frequenza.	101
Figura 5.5: Scenari per la regolazione Primaria della frequenza.	102
Figura 6.1: Circuito Primario Impianto PWR 900 MWe con 3 loop.	104
Figura 6.2: Impianto PWR 900 MWe di riferimento.	105
Figura 6.3: Scambiatore di calore nel generatore di vapore.	109
Figura 6.4: Scambi Termici nel GV. Il fluido primario scambia calore con il metallo dei tubi ove è contenuto; il metallo a sua volta cede il calore ricevuto al fluido secondario.	110
Figura 6.5: Generatore di vapore.	111
Figura 6.6: Duomo del generatore di vapore.	120
Figura 6.7: Schema del circuito secondario semplificato.	123
Figura 7.1: Andamento della reattività in PCM al variare del numero di passi.	130
Figura 7.2: Schema a blocchi dell'impianto ad anello aperto. Si evidenziano i tre sottosistemi che lo compongono; oltre a quelli già descritti, nell'analisi ad anello aperto, si considera anche il controllore di livello.	133
Figura 7.3: Variazione del numero di passi delle barre di controllo: -10 passi rispetto al regime precedente.	133
Figura 7.4: Potenza termica generata nel reattore.	134
Figura 7.5: Reattività del reattore.	134
Figura 7.6: Temperatura media primario.	135
Figura 7.7: Pressione del vapore all'interno del generatore di vapore.	135
Figura 7.8: Livello del liquido all'interno del duomo del generatore di vapore.	135
Figura 7.9: Potenza meccanica/elettrica prodotta dalla turbina.	136
Figura 7.10: Variazione dell'apertura della valvola di turbina operata alla velocità massima, caratterizzata da un tempo di corsa di 0.3 secondi.	136
Figura 7.11: Portata vapore in turbina.	137
Figura 7.12: Potenza elettrica/meccanica prodotta dalla turbina e dall'alternatore.	137
Figura 7.13: Pressione del vapore nel GV.	137

Figura 7.14: Temperatura media del fluido primario.	138
Figura 7.15: Reattività complessiva e diversi contributi dovuti agli effetti di controreazione. Si nota che la reattività dovuta alle barre di controllo è nulla in tutto l'intervallo di simulazione.	138
Figura 7.16: Livello del duomo del GV.	139
Figura 7.17: Potenza termica prodotta dal reattore nucleare.	139
Figura 7.18: Portata di acqua alimento.	139
Figura 7.19: Variazione positiva di 10 passi della posizione delle barre di controllo.	142
Figura 7.20: Potenza termica prodotta dal reattore.	143
Figura 7.21: Potenza elettrica prodotta.	143
Figura 7.22: Temperatura Media del Circuito Primario.	143
Figura 7.23: Pressione nel generatore di vapore.	144
Figura 7.24: Livello del duomo del GV.	144
Figura 7.25: Variazione negativa di 10 passi della posizione delle barre di controllo, rispetto al valore nominale di 207.	145
Figura 7.26: Potenza elettrica prodotta.	145
Figura 7.27: Pressione nel generatore di vapore.	145
Figura 7.28: Temperatura Media del fluido primario.	146
Figura 7.29: Livello del liquido nel duomo del GV.	146
Figura 7.30: Variazione positiva, di 0.1, della posizione della valvola di turbina.	146
Figura 7.31: Potenza Elettrica Prodotta.	147
Figura 7.32: Potenza Termica.	147
Figura 7.33: Temperatura Media Primario.	147
Figura 7.34: Pressione del Vapore nel GV.	148
Figura 7.35: Livello del duomo del GV.	148
Figura 7.36: Variazione negativa, di 0.1, della posizione della valvola di turbina.	148
Figura 7.37: Potenza elettrica prodotta.	149
Figura 7.38: Temperatura media del fluido primario.	149
Figura 7.39: Pressione nel GV.	149
Figura 7.40: Livello nel duomo del GV.	150
Figura 7.41: Andamento in frequenza degli elementi della RGA.	151
Figura 8.1: Il Controllore di Livello.	156
Figura 8.2: Andamento del livello variando il tempo integrale.	157
Figura 8.3: Andamento della portata di acqua alimento.	157
Figura 8.4: Schema a blocchi Simulink del controllore di carico elettrico.	158
Figura 8.5: Schema a blocchi Simulink del controllore di temperatura media primario.	159
Figura 8.6: Risultati di simulazione con azione di feed-forward nel controllore di temperatura attiva o disattiva.	161
Figura 8.7: Relazione fra setpoint di temperatura e potenza termica prodotta dal reattore nucleare. I dati, noti in tre punti, sono stati interpolati usando una funzione polinomiale del secondo ordine, riportata nella parte superiore del grafico.	162
Figura 8.8: Risultati di simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con setpoint di temperatura costante e variabile.	163
Figura 8.9: Schema a blocchi del controllore di pressione.	164
Figura 8.10: Relazione fra setpoint di pressione e potenza elettrica prodotta dall'impianto. I dati, noti in tre punti, sono stati interpolati usando una funzione polinomiale del secondo ordine, di cui nel grafico è riportata la formula.	164
Figura 8.11: Risultati di simulazione di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con e senza azione di feed-forward.	165
Figura 8.12: Risultati di tre simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con la costante del controllore di carico variabile.	166

<i>Figura 8.13: Schema a blocchi del controllore di pressione con la misura dei neutroni.</i>	168
<i>Figura 8.14: Risultati di due simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con diversa ampiezza del singolo passo delle barre.</i>	169
<i>Figura 8.15: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di temperatura attivato.</i>	170
<i>Figura 8.16: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di pressione attivato.</i>	171
<i>Figura 8.17: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di pressione GV con la misura dei neutroni attivato.</i>	172
<i>Figura 8.18: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, confronti fra i tre scenari implementati.</i>	174
<i>Figura 8.19: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di temperatura media del fluido primario attivato.</i>	176
<i>Figura 8.20: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di pressione nel GV attivato.</i>	177
<i>Figura 8.21: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di pressione nel GV e misura dei neutroni attivato.</i>	178
<i>Figura 8.22: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (120 minuti), sia in discesa che in salita, con controllore di pressione nel GV e misura dei neutroni attivato.</i>	180
<i>Figura 8.23: Risultati della simulazione di variazione a rampa del carico richiesto rispetto al carico nominale, confronti fra i tre scenari implementati.</i>	181
<i>Figura 9.1: Valori singolari dell'impianto ad anello aperto.</i>	185
<i>Figura 9.2: Valori singolari dell'impianto modificati.</i>	186
<i>Figura 9.3: Confronto fra la potenza elettrica prodotta in due simulazioni in cui si considera il controllore di ordine 58 e quello ridotto di ordine 8.</i>	186
<i>Figura 9.4: Risultati della simulazione di due variazioni a scalino del carico richiesto.</i>	188
<i>Figura 9.5: Risultati della simulazione di variazione a scalino della portata di fluido del circuito primario a 200 secondi.</i>	189
<i>Figura 9.6: Risultati della simulazione di variazione a rampa della potenza richiesta.</i>	190
<i>Figura 9.7: Valori singolari dell'impianto identificato dalle risposte allo scalino ad anello aperto.</i>	191
<i>Figura 9.8: Valori singolari dell'impianto identificato modificati.</i>	192
<i>Figura 9.9: Risultati della simulazione di due variazioni a scalino del carico richiesto, a partire dal carico nominale, con il controllore progettato dalle funzioni di trasferimento dell'impianto identificate dalle risposte allo scalino.</i>	193
<i>Figura 9.10: Risultati della simulazione di una diminuzione a scalino del 10%, a 200 secondi di tempo, della portata di fluido del circuito primario con il controllore progettato dalle funzioni di trasferimento dell'impianto identificate dalle risposte allo scalino.</i>	194
<i>Figura 9.11: Schema a blocchi del controllore implementato in cui sono presenti le funzioni di trasferimento che modellano i sensori. A differenza di questi, gli attuatori presentano anche delle non linearità.</i>	195
<i>Figura 9.12: Incertezza additiva permessa, al variare della frequenze, nel caso del controllore progettato con il metodo 1 (a) e con il metodo 2 (b).</i>	196
<i>Figura 9.13: Incertezza moltiplicativa permessa, al variare della frequenze, nel caso del controllore progettato con il procedimento 1 (a) e con il procedimento 2 (b).</i>	197

<i>Figura 9.14: Risultati della simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale o controllore multivariabile.</i>	198
<i>Figura 9.15: Risultati della simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale pressione con la misura dei neutroni o controllore multivariabile.</i>	200
<i>Figura 9.16: Risultati di una simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale pressione-neutroni o controllore multivariabile 2x2 e controllore SISO per il livello.</i>	202
<i>Figura 9.17: Risultati della simulazione di una variazione a scalino della portata di fluido refrigerante, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3X3, controllore multivariabile 2x2 e controllore SISO per il livello.</i>	203
<i>Figura 9.18: Risultati della simulazione di una variazione a scalino negativa e positiva del 10% della potenza nominale dell'impianto, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3x3 e controllore multivariabile 2x2 con controllore SISO per il livello.</i>	205
<i>Figura 9.19: Risultati della simulazione di una variazione a rampa della richiesta di potenza, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3x3 e controllore multivariabile 2x2 con controllore SISO per il livello.</i>	207
<i>Figura 9.20: Valori singolari dell'impianto ridotto ad anello aperto.</i>	208
<i>Figura 9.21: Valori singolari modificati dell'impianto ridotto ad anello aperto.</i>	209
<i>Figura 9.22: Rappresentazione quantitativa della massima incertezza additiva (a) e moltiplicativa (b) ammissibile.</i>	209
<i>Figura 9.23: Struttura di controllo alternativa che opera su errori fisici fra le variabili ed i riferimenti.</i>	210
<i>Figura 9.24: Struttura di controllo tradizionalmente suggerita per il controllo multivariabile di un impianto.</i>	210
<i>Figura 9.25: Risultati della simulazione di riduzione della richiesta di potenza prodotta, confrontando il comportamento ottenuto dalle diverse strutture di controllo utilizzate.</i>	211
<i>Figura 10.1: Modello Simulink per il calcolo della frequenza di rete.</i>	214
<i>Figura 10.2: Modello Simulink della rete italiana.</i>	215
<i>Figura 10.3: Modello Simulink della rete estera.</i>	215
<i>Figura 10.4: Schema Simulink dell'intero scenario simulato. Qui sono presenti l'impianto, il controllore e i modelli di rete elettrica.</i>	216
<i>Figura 10.5: Schema Simulink del controllore di carico tradizionale.</i>	217
<i>Figura 10.6: Schema Simulink del controllore multivariabile e nel riquadro rosso il blocco dedicato alla regolazione primaria della frequenza di rete.</i>	218
<i>Figura 10.7: Risultati della simulazione di guasto ad una linea di alta tensione.</i>	220
<i>Figura 10.8: Risultati della simulazione di test della regolazione primaria variando ad hoc la frequenza.</i>	222
<i>Figura 10.9: Andamento della potenza elettrica prodotta dall'impianto in caso di controllore multivariabile completo (3x3) e ridotto (2x2) privo di azioni dirette sulle barre di controllo.</i>	224
<i>Figura 11.1: Risultati delle simulazioni a scalino ottenute con il controllore DIDO, i controllori di livello a tre elementi ed il modello LegoPC dell'impianto nucleare.</i>	231
<i>Figura 11.2: Risultati delle simulazioni a rampa ottenute con il controllore DIDO, i controllori di livello a tre elementi ed il modello LegoPC dell'impianto nucleare.</i>	232
<i>Figura 11.3: Schema dell'impianto nucleare simulato con LegoPC.</i>	233
<i>Figura A-1: Volume Tubiforme.</i>	239
<i>Figura A-2: Segmento infinitesimo.</i>	239

# Indice delle Tabelle

---

*Tabella 1: Gruppi di neutroni ritardati.* \_\_\_\_\_ 27



## Abstract

---

**N**ella prima fase del lavoro, si è realizzato un modello dinamico, ai principi primi, di un impianto nucleare con reattore ad acqua in pressione (PWR, *Pressurized Water Reactor*), in particolare un modello che comprende il reattore, il circuito primario, il generatore di vapore e il gruppo turbina - alternatore. Si sono usate equazioni differenziali non lineari a parametri concentrati, implementate mediante *S-function* in ambiente MatLab® - Simulink® scritte in linguaggio C. I dati utilizzati sono relativi ad un impianto PWR francese da 900 MWe della classe CP2.

Nella seconda fase, si è progettato il controllo reattore – turbina dell’impianto, in condizioni operative normali, secondo due approcci: il primo, **tradizionale**, mediante i classici controllori industriali Proporzionali – Integrali (PI) *Single-Input-Single-Output* (SISO) coadiuvati da opportune azioni di *feed-forward*; il secondo, **avanzato**, mediante una tecnica di controllo multivariabile: il cosiddetto approccio “*H<sub>∞</sub> loop shaping*”. Questa seconda metodologia permette, in generale, di realizzare un controllore robusto e, nel contempo, in grado di garantire prestazioni ottimali sia in termini di inseguimento dei riferimenti sia in termini di reiezione dei disturbi.

Si è in seguito considerata l’ipotesi di funzionamento dell’impianto connesso con la rete elettrica italiana, aggiungendo un semplicissimo modello della rete italiana e della rete estera, entrambe dotate di regolazione primaria e secondaria. Inserendo la regolazione primaria anche per l’impianto nucleare considerato, si è testato il comportamento dei controllori progettati, in caso di sbilanciamento fra la po-

tenza prodotta e la potenza assorbita dalla rete italiana, ad esempio quando viene meno parte dell'energia importata dall'estero, a causa di un guasto a una linea di trasmissione.

Dall'analisi dei risultati di simulazione ottenuti, è emerso che l'approccio  $H_\infty$  loop shaping permette, nel caso specifico, di inseguire i segnali di riferimento in modo più efficiente rispetto all'approccio tradizionale. Inoltre, l'efficacia e le prestazioni di uno dei controllori multivariabili progettati sono state verificate su un simulatore *real-time* più dettagliato dell'impianto, reso disponibile dall'azienda ove è stata svolta la tesi.

---

In the first part of this thesis, a first-principle dynamic model of the main components of a PWR (*Pressurized Water Reactor*) nuclear power plant is realized. In particular we focus on a French CP2 PWR plant with 900 MW electric power and especially on the reactor, the primary circuit, the steam generator, the turbine and the alternator. For this purpose we use nonlinear lumped-parameter differential equations, implemented by means of MatLab® - Simulink® S-functions written in the C language.

In the second part of the work, the reactor - turbine automatic control problem in normal operating conditions is dealt with, by two different approaches. On the one hand, classical Proportional Integral (PI) Single-Input-Single-Output (SISO) controllers are designed, together with feed-forward actions; on the other hand, an advanced " $H_\infty$  loop shaping" technique is employed for control design. So, a controller which is robust and efficient at the same time is obtained. This is usually a difficult feature to guarantee.

Finally, the power plant behaviour in the hypothesis that it is connected with the Italian electric grid is analyzed. For that purpose, models of the Italian and the foreign grid are realized, especially to catch the action of the primary and secondary frequency regulation. Introducing also the primary regulation for the nuclear power plant, the proposed controllers performance is verified when a difference between the generated and the consumed power arises inside the Italian grid, for example when a high-tension transmission line breaks, so that power imported from foreign countries drops. Simulation results show that the proposed " $H_\infty$  loop shaping" controller allows better reference tracking than the traditional controller. This is also proved by an analysis of the designed controller with a more detailed simulator of the plant.

## Introduzione

---

*Roma, 20 ottobre 1934*

*« Stavamo lavorando molto intensamente sulla radioattività indotta dai neutroni e i risultati che stavamo ottenendo erano incomprensibili. Un giorno, appena arrivato in laboratorio, mi venne in testa che avrei dovuto esaminare l'effetto prodotto da un pezzo di piombo piazzato davanti ai neutroni incidenti. E, contrariamente alle mie abitudini, misi un grande impegno a preparare un pezzo di piombo lavorato con grande precisione. Ero chiaramente insoddisfatto di qualcosa [...]. Quando finalmente con grande riluttanza stavo per collocarlo, mi dissi: «No! Non voglio questo pezzo di piombo, ciò che voglio è un pezzo di paraffina!». Andò proprio così, senza nessuna premonizione e nessun precedente ragionamento conscio. Presi immediatamente un pezzo di paraffina che trovai sul momento a portata di mano e lo collocai dove avrebbe dovuto essere disposto il pezzo di piombo. »*

*Enrico Fermi*

*« In principio io credevo che un contatore si fosse semplicemente guastato e desse indicazioni arbitrarie come ogni tanto accadeva, ma non ci volle molto per convincere ciascuno di noi che la radioattività straordinariamente forte di cui eravamo testimoni era reale e risultava dal filtraggio delle radiazioni primarie da parte della paraffina. [...] Andammo a casa a colazione e per la solita siesta ancora sorpresi e confusi dalle osservazioni della mattinata. Quando tornammo Fermi aveva già formulato un'ipotesi per spiegare l'azione della paraffina. »*

*Emilio Segrè*

**S**ono passati ormai 77 anni da quel 20 ottobre 1934, quando a Roma, Enrico Fermi e il suo gruppo di ricercatori scoprirono, quasi per caso, la radioattività artificiale e posero le basi teoriche necessarie al funzionamento delle centrali nucleari a fissione che comparvero per la prima volta nel mondo nel 1954. Il 27 giugno 1954,

la centrale nucleare di Obninsk (Russia) divenne il primo impianto al mondo a generare elettricità per una rete di trasmissione e produceva circa 5 MW di potenza.<sup>1</sup>

La Figura I mostra l'andamento negli anni della potenza complessiva prodotta dalle centrali nucleari: come si può notare, essa aumentò velocemente, passando da meno di 1 GW nel 1960 a 100 GW nei tardi anni settanta e 300 GW nei tardi anni ottanta. Diversamente, negli anni novanta, l'incremento è stato fortemente rallentato a causa di incidenti quali quello di Three Mile Island (USA) nel 1979 e soprattutto in seguito al disastro di Chernobyl del 1986. Tale situazione potrebbe verificarsi anche nell'immediato futuro a causa del recente incidente di Fukushima<sup>2</sup>. Come per esempio in Italia, dove, gli incidenti hanno influenzato sfavorevolmente la popolazione che, per mezzo di consultazioni referendarie, ha bloccato il funzionamento degli impianti nucleari presenti, nel 1990, e ha impedito un ritorno all'energia nucleare, nel 2011.

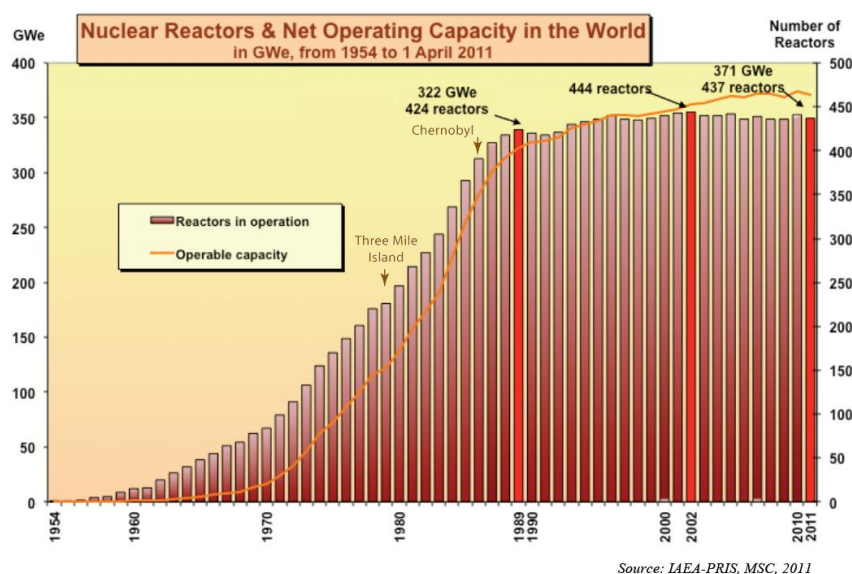


Figura I: Numero di Reattori e Potenza fornita alla rete dal 1954 al 2011.

<sup>1</sup> In Italia un piccolo reattore nucleare, chiamato "Enrico Fermi" venne costruito nel 1959 nel Politecnico di Milano sede di città studi, tra via Ponzio e via Bassini, a scopo didattico e di ricerca. Venne utilizzato fino al 1979 e sviluppava una potenza pari a quella utile a far funzionare 25 ferri da stiro.

<sup>2</sup> A causa di un terremoto e maremoto che hanno colpito il Giappone l'11 marzo 2011, nella centrale di Fukushima – Dai-ichi si è verificata una serie di incidenti che, soprattutto a causa del danneggiamento dei generatori diesel di emergenza, hanno causato la fusione del nocciolo di tre reattori con l'accumulo del materiale fuso alla base del vessel.

### Number of Reactors under Construction Worldwide

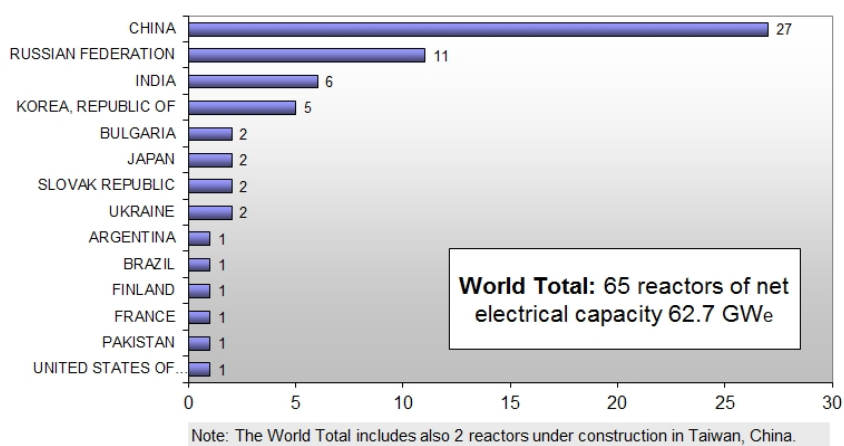


Figura II: Numero di Reattori in costruzione al 1 ottobre 2011.

Source: IAEA-PRIS, Ottobre 2011

Nonostante ciò, oggi, l'energia nucleare viene utilizzata in 29 Paesi, con 437 unità (aprile 2011) che soddisfano circa il 21% della domanda elettrica nel mondo. In Europa è la principale fonte di generazione: circa il 30% della domanda di elettricità viene soddisfatta con questa tecnologia, una quota superiore al gas e circa uguale a quella proveniente dal carbone. La capacità nucleare complessivamente installata nel mondo ammonta a circa 375.000 MW. Sono inoltre in costruzione 65 nuove unità in 14 Paesi (Figura II) e 155 sono le unità che risultano pianificate, oltre a 338 unità per ora semplicemente proposte (Fonte: WNA<sup>3</sup> al 1 giugno 2011).

### Produzione di Energia Elettrica nel Mondo - giugno 2011 -

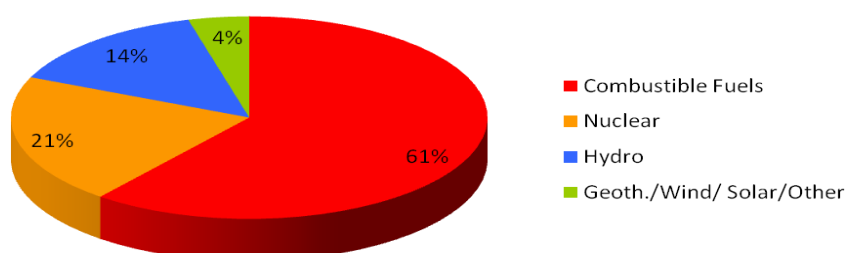


Figura III: Produzione mondiale di Energia Elettrica nel mese di giugno 2011. (International Energy Agency)

Nel giugno 2011 (Figura III), il consumo mondiale di energia è stato pari a 5070.2 TWh, prodotta per l'61% da fonti fossili, la cui combustione genera anidride carbonica e altri gas a effetto serra, generando gravi conseguenze al clima sulla Terra. Per di più, a causa

<sup>3</sup> WNA: World Nuclear Association.

dell'incremento della popolazione e dei processi di industrializzazione, soprattutto nei Paesi emergenti, la domanda di energia è destinata a crescere: l'aumento stimato è del 40% in 20 anni.

Per quanto riguarda più specificamente l'energia elettrica, il tasso di crescita annuo della domanda fino al 2030 è del 2,5%, per arrivare a un aumento della capacità totale di 4800 GW (fonte: Enel, 2011<sup>4</sup>).

Le sfide appaiono quindi molteplici: da un lato rispondere a una domanda di elettricità rilevante e dall'altro fronteggiare l'esaurimento delle risorse fossili e implementare misure per contrastare il cambiamento climatico, riducendo le emissioni dei gas serra.

Per raggiungere questi obiettivi è certamente necessario economizzare l'energia elettrica, sviluppare sistemi di cattura e sequestro di anidride carbonica e utilizzare al massimo le fonti rinnovabili. Ma nessuna fonte, rinnovabili incluse, basta da sola a coprire la domanda di elettricità.

La risposta più efficace è quindi un insieme di generazione equilibrato di energia elettrica che includa fonti fossili, rinnovabili e nucleare. Il nucleare infatti assicura una produzione di elettricità stabile e senza emissioni di anidride carbonica: in un anno una centrale nucleare può far risparmiare emissioni pari a 9 milioni di tonnellate di anidride carbonica. È come togliere dalle strade 4 milioni e mezzo di automobili (fonte: Enel, 2011).

In tale contesto storico si inserisce questo lavoro di tesi, iniziato nell'ottobre 2010 quando anche in Italia le prospettive di ritorno all'energia nucleare erano favorevoli.

In seguito si riassumono gli obiettivi e si descrive brevemente il contenuto dei diversi capitoli.

## OBIETTIVI DELLA TESI

### Obiettivo Generale

Implementare il controllo automatico di un impianto nucleare con reattore ad acqua in pressione (PWR) - in condizioni di funzionamento nominale e connesso alla rete elettrica - mediante tecniche comunemente utilizzate in ambito industriale (PID, SISO) e metodologie più avanzate che si basano su un approccio multivariabile.

---

<sup>4</sup> Sito internet : [www.enel.com](http://www.enel.com)

## Obiettivi Specifici

1. Mantenere le variabili di processo all'interno dei limiti tali per cui il funzionamento dell'impianto sia corretto e sicuro, salvaguardando l'integrità dei componenti.
2. Rispettare le specifiche imposte dal Gestore della Rete Elettrica per garantire la regolazione primaria della frequenza.

Questo lavoro, inoltre, è propedeutico all'applicazione di tecniche di controllo multivariabile per lo studio di problemi connessi con la tecnologia nucleare, cercando di stabilire un approccio semianalitico che consenta di affrontare problemi non lineari complessi con alto numero di variabili. Ad esempio, i controllori progettati con la tecnica utilizzata si potrebbero interfacciare con un simulatore *real-time* di un moderno impianto ove il numero di variabili di controllo è superiore a quello considerato in questa attività.

L'intero lavoro è stato svolto presso R.S.E. S.p.A. di Milano, centro di ricerca specializzato nel sistema energetico.

## ORGANIZZAZIONE DEI CAPITOLI

Per esporre il lavoro svolto si è scelta la seguente suddivisione in capitoli:

- Capitolo 1, nel quale si riportano alcuni concetti fondamentali di fisica nucleare;
- Capitolo 2 e 3, nei quali si riporta:
  - una descrizione dei principali componenti costituenti una centrale elettro-nucleare con reattore ad acqua in pressione;
  - una panoramica delle principali regolazioni automatiche ivi presenti.
- Capitolo 4, in cui si introducono le basi teoriche
  - dell'analisi RGA di un sistema, che permette di analizzare l'impianto dal punto di vista delle interazioni fra gli ingressi e le uscite;
  - delle tecniche di controllo utilizzate, accennando ai controllori PI e soffermandosi ampiamente sulla filosofia di controllo multivariabile "*H<sub>∞</sub> loop shaping*".

- Capitolo 5, dove, con l'aiuto di particolareggiati diagramma di flusso, si delineano i diversi passaggi nei quali si è articolato il lavoro svolto;
- Capitoli 6 e 7, riguardanti la descrizione dell'impianto di riferimento, la modellistica di processo, le relative simulazioni in anello aperto e un'analisi RGA ai fini del progetto del controllore.
- Capitoli 8 e 9, nei quali si riportano:
  - i progetti dei controllori dell'impianto isolato dalla rete elettrica mediante un approccio *tradizionale* e un approccio più innovativo *multivariabile*;
  - i risultati di alcune simulazioni per testare i controllori ottenuti;
  - le relative analisi e comparazioni.
- Capitolo 10, in cui nel progetto del controllore si include anche l'interazione dell'impianto con la rete elettrica, concentrandosi, in particolare, sulla regolazione primaria della frequenza.
- Capitolo 11, in cui si verificano l'efficacia e le prestazioni della struttura di controllo multivariabile progettata, applicandola in particolare, ad un simulatore dinamico molto dettagliato dell'impianto nucleare analizzato in questo lavoro.

Infine, nella conclusione si espongono alcune valutazioni sul presente lavoro e si segnalano taluni miglioramenti e possibili sviluppi futuri.



# Capitolo 1

## Cenni di Fisica del Reattore

---

In questo primo capitolo si riportano alcune fondamentali nozioni di fisica, indispensabili per capire il funzionamento di un reattore nucleare. Si descriveranno, oltre alla fissione nucleare, le principali caratteristiche dei protagonisti della reazione a catena, cioè i neutroni e il fluido moderatore che svolge un ruolo essenziale per il mantenimento del processo.

### LA FISSIONE NUCLEARE

In opportune condizioni fisiche, le particelle subatomiche possono interagire con i nuclei degli atomi. Questa interazione provoca una trasformazione o una modifica di struttura del nucleo stesso, accompagnata dal rilascio di una certa quantità di energia. Per esempio, una reazione nucleare, partendo da nuclei meno stabili produce nuclei più stabili, libera un'energia pari alla differenza tra energia di legame dei nuclei risultanti e quella dei nuclei iniziali. Nella fissione, un nucleo pesante è spaccato in due nuclei più leggeri, la cui massa totale è minore di quella del nucleo di partenza.

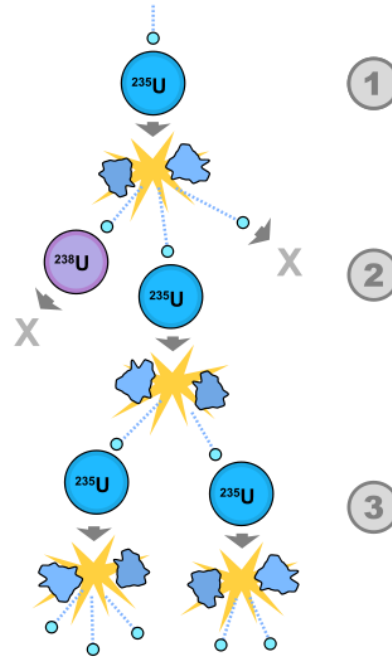
Nei reattori, la fissione è causata da una particella neutra elettricamente: il neutrone. Esso può fissionare<sup>5</sup> un nucleo pesante, senza es-

---

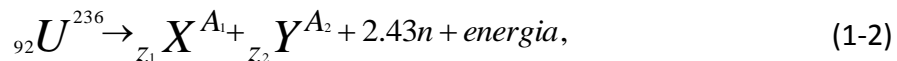
<sup>5</sup> Un materiale i cui nuclei atomici possono subire fissione si definisce fissionabile; un materiale che sviluppa una reazione a catena anche con i neutroni lenti si dice fissile. Tutti i materiali fissili sono fissionabili, ma non il viceversa.

sere respinto, entro un ampio spettro di energia (velocità di movimento). La fissione può essere ottenuta anche con altre particelle, tuttavia l'impiego dei neutroni è il solo modo pratico per avere una successione di reazioni di fissione autosostenuta, poiché in ciascuna fissione si liberano 2 o 3 neutroni (Figura 1.1).

Figura 1.1: Esempio di reazione nucleare.  
 1) Un nucleo di  $U^{235}$  è "colpito" da un neutrone che ne causa la fissione: il nucleo originario si spezza in due nuclei più piccoli (Krypton e Bario) liberando tre neutroni ed energia.  
 2) Uno di questi neutroni è assorbito da un altro nucleo di  $U^{238}$  ed è perso nel bilancio. Un secondo neutrone può "fuggire" dal sistema o essere assorbito da un elemento che non causa la reazione. Il terzo neutrone è assorbito da un nucleo di  $U^{235}$  che si divide in due frammenti liberando due neutroni ed altra energia.  
 3) I due neutroni liberati si scontrano con due nuclei di  $U^{235}$  e ogni nucleo libera da uno a tre neutroni essenziali per mantenere la reazione a catena.

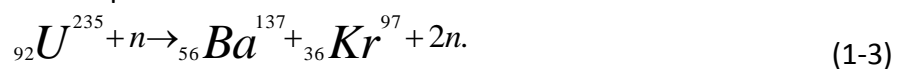


In natura l'unico elemento fissile presente è l'Uranio-235, invece i più importanti isotopi fissili artificiali sono il Plutonio-239 e l'Uranio-233. Nel caso dell'Uranio-235, la reazione di fissione si può genericamente descrivere come:



dove  $X$  e  $Y$  rappresentano i due frammenti di fissione e 2.43 un valore medio nel caso di neutroni incidenti aventi un'energia media in equilibrio con quella associata all'agitazione termica dei nuclei della materia circostante (*neutroni termici*). I frammenti di fissione possono essere nuclei di diversi elementi in un ampio intervallo di numero di massa.

Ad esempio:



Infine, è importante rilevare che non tutti i neutroni assorbiti da un nucleo fissile generano la fissione, ma in alcuni casi il neutrone è catturato generando un nucleo di massa maggiore e instabile: è il caso dell'U-238 – contenuto in grande quantità nell'uranio naturale – che quando assorbe un neutrone, non genera mai reazioni di fissione alle energie tipicamente presenti nel sistema.

L'energia recuperabile da ogni fissione è, in media, circa 204 MeV (Lombardi, 2004).

## FISICA DEL REATTORE NUCLEARE

### Neutroni Pronti e Neutroni Ritardati

Durante la reazione a catena, nel momento della fissione, non tutti i neutroni sono emessi istantaneamente (neutroni pronti), ma alcuni neutroni, tipicamente lo 0,75%, sono emessi con ritardo, poiché generati in seguito al decadimento di prodotti di fissione e non direttamente dalla reazione di fissione. Il ritardo con cui questi neutroni sono emessi rispetto alla generazione del prodotto di fissione dipende dalla sua costante di decadimento e può variare da frazioni di secondo a diverse decine di secondi. I prodotti di fissione che danno luogo all'emissione di neutroni ritardati si dicono *precursori*. Per ciascun nucleo fissile i vari precursori generati dalle fissioni sono riuniti in gruppi e ogni gruppo  $i$ -esimo è caratterizzato da un'opportuna costante di decadimento media  $\lambda_i$  e dalla frazione di neutroni  $\beta_i$  generati dal gruppo rispetto alla frazione complessiva di neutroni ritardati (Tabella 1).

GRUPPO	Costante di decadimento di un gruppo di precursori (sec <sup>-1</sup> )	Frazione di neutroni ritardati dovuta ad un gruppo di precursori
1	LAMBDA1 = .0124	BETA 1 = 0.00022
2	LAMBDA2 = .0305	BETA 2 = 0.00148
3	LAMBDA3 = .111	BETA 3 = 0.00138
4	LAMBDA4 = .301	BETA 4 = 0.00286
5	LAMBDA5 = 1.13	BETA 5 = 0.00098
6	LAMBDA6 = 3.	BETA 6 = 0.00035

Tabella 1: Gruppi di neutroni ritardati.

La presenza dei neutroni ritardati è fondamentale per il controllo della reazione: infatti, se tutti i neutroni fossero generati istanta-

neamente, siccome la vita media del neutrone<sup>6</sup> è compresa tra  $10^{-3}$  e  $10^{-6}$  secondi, non si avrebbe il tempo di controllare la moltiplicazione di neutroni. In altre parole, per ogni intervallo di tempo, pari alla vita del neutrone, il numero complessivo dei neutroni cambia di un fattore  $k$ , essendo  $k$  definito *coefficiente di moltiplicazione*. Se  $k$  fosse anche di poco maggiore di uno si avrebbe un così rapido aumento della popolazione neutronica, quindi del numero di fissioni, tale da rendere impossibile il controllo pratico della reazione a catena. Viceversa, in presenza di neutroni ritardati, durante un transitorio “in salita” della reazione a catena, i neutroni sono in ogni istante inferiori a quelli di un sistema stazionario allo stesso livello di potenza. Così, se la frazione di neutroni in eccesso ( $k-1$ ) non supera la frazione di quelli ritardati, la popolazione neutronica cresce assai più lentamente di quanto accadrebbe se i neutroni fossero tutti pronti. In tal modo il reattore è controllabile con sistemi davvero realizzabili. La frazione dei neutroni ritardati è chiamata  $\beta$  ed in termini di reattività viene definita *reattività pronta*, intendendo con ciò che se la reattività supera il valore di  $\beta$ , si ha che, per ulteriori aumenti di reattività, i neutroni ritardati sono ininfluenti e il reattore può salire rapidamente di potenza. In altre parole, il reattore deve essere *critico* ( $k=1$ ) per quanto riguarda l'azione dei neutroni ritardati (sui quali i tempi di controllo sono accessibili agli operatori, come già evidenziato) e *sottocritico* ( $k<1$ ) per i neutroni pronti (Lombardi, 2004).

## Moderazione dei Neutroni

I neutroni che si generano dalla reazione di fissione sono caratterizzati da una velocità, e dunque un'energia, variabile in un ampio intervallo di valori. In particolare si distinguono tre classi di neutroni: i neutroni veloci, i neutroni epitermici e i neutroni termici.

I neutroni termici sono i più lenti, la loro energia è all'incirca uguale a quella dovuta all'agitazione termica dei nuclei di materiale fissile contro i quali collidono. Se si considerano nuclei di U-233, U-235 o Pu-239, la probabilità di fissione è più elevata quando sono proprio i neutroni termici a colpirli. Inoltre tale probabilità è più alta al diminuire della velocità dei neutroni stessi.

---

<sup>6</sup> Vita media del neutrone: tempo che intercorre dal momento in cui il neutrone nasce al momento in cui muore determinando un'altra fissione.

Anche i nuclei fertili come l'U-238 o il Th-232 possono essere fissionati, purché i neutroni abbiano un'energia elevata. Tuttavia, in un reattore è molto improbabile che ci sia un numero sufficientemente alto di neutroni ad alta energia: a causa degli urti i neutroni perdono velocemente gran parte dell'energia cinetica iniziale. In particolare, se un reattore fosse costituito solo da uranio naturale – contenente grandi quantità di U-238 – sarebbe impossibile realizzare una reazione a catena: infatti, i neutroni prodotti dalla fissione dell'U-235 sarebbero catturati quasi totalmente dall'U-238. Specificamente, la probabilità di cattura da parte dell'U-238 è elevata in corrispondenza di certi intervalli d'energia (intervalli di *risonanza*). Questa probabilità aumenta fortemente all'aumentare della temperatura dei nuclei di uranio (temperatura del combustibile): in queste condizioni, infatti, si determina un allargamento delle risonanze. Questo fenomeno è noto come "effetto Doppler".

Per risolvere questo problema si possono implementare due soluzioni in modo da garantire l'autosussistenza della reazione a catena:

1. aumentare la concentrazione del materiale fissile (U-235 o Pu-239), in modo da ridurre la probabilità di urti dei neutroni contro l'U-238 e al tempo stesso aumentare la probabilità di reazioni di fissione con il nucleo fissile. Si parla di *arricchimento* del combustibile. Si hanno – così – i *reattori veloci*, nei quali l'energia media dei neutroni è più vicina all'energia dei neutroni generati dalla fissione piuttosto che simile a quella dei neutroni termici.
2. mescolare con l'uranio una sostanza che provochi il rapido rallentamento dei neutroni di fissione, in modo da far attraversare al neutrone, con poche perdite, l'intervallo di energia dove si concentrano le catture da parte dell'U-238. Queste sostanze sono detti *moderatori* (Figura 1.2). In questo

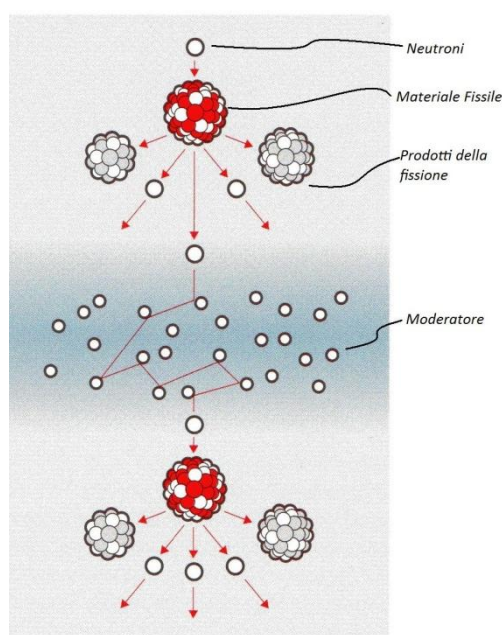


Figura 1.2: Effetto del Moderatore.

caso si parla di *reattori termici*, in quanto l'energia media dei neutroni che producono la fissione è pari a quella termica del moderatore (Figura 1.2).

Tra i reattori termici si annoverano i PWR, sui quali si focalizza l'attenzione in questa tesi. Un buon moderatore deve avere tre caratteristiche essenziali:

1. rallentare il neutrone con pochi urti;
2. avere elevata probabilità di collisione con il neutrone;
3. avere bassa probabilità di assorbimento del neutrone.

Ottimi moderatori sono l'acqua naturale, l'acqua pesante e la grafite. Nel caso dell'acqua pesante e della grafite è possibile realizzare impianti che utilizzano uranio naturale, mentre nel caso di acqua naturale – a causa della maggior probabilità di assorbimento dei neutroni – occorre impiegare uranio arricchito. Nel corso degli anni si è verificato che si ha maggior convenienza economica nell'impiego di acqua naturale come moderatore e uranio arricchito come combustibile (Lombardi, 2004).

## Formula dei Quattro Fattori

La possibilità che la reazione di fissione nucleare si autosostenga dipende da quanti neutroni si generano a ogni fissione; ciò è quantificato dal cosiddetto *coefficiente o fattore di moltiplicazione* del reattore e indicato con il simbolo  $k$ . Il fattore di moltiplicazione è definito come il rapporto tra il numero medio di neutroni termici prodotti (e quindi assorbiti) in una generazione e quelli prodotti (o assorbiti) nella generazione precedente, in un mezzo a dimensioni geometriche infinite.

Come introdotto nel paragrafo precedente, affinché il processo si sostenga e si abbia una reazione stazionaria,  $k$  deve essere inevitabilmente pari a uno. Se, per un determinato reattore e/o in un certo istante,  $k$  diventa minore di uno, si parla di reattore *sottocritico*, in cui la reazione tende a spegnersi progressivamente; viceversa, se  $k$  è maggiore di uno, il reattore è *sopracritico* e la fissione nucleare tende a crescere generando più potenza termica.

In particolare, se si considera un sistema a dimensioni infinite, in cui, cioè, non si considerano le fughe di neutroni, il coefficiente di moltiplicazione è il prodotto di quattro fattori.

Sia  $n$  il numero di neutroni termici assorbiti nel combustibile, e

- $\eta$  il numero medio di neutroni veloci emessi in seguito alla cattura di un neutrone termico nel combustibile. Poiché non tutti i neutroni assorbiti nel combustibile provocano la fissione, il numero medio dei neutroni veloci liberati per ogni fissione prodotta da neutroni termici è  $\nu$ , il quale è legato a  $\eta$  dalla seguente relazione:

$$\eta = \nu \cdot \frac{\text{Neutroni provocanti la fissione}}{\text{Neutroni assorbiti in totale nel combustibile}} \quad (1-4)$$

In uranio naturale  $\eta$  è pari a 1.3, cosicché per ogni neutrone assorbito in questo combustibile vengono prodotti 1.3 neutroni veloci (di fissione).

Allora  $n \cdot \eta$  è il numero di neutroni veloci che si ottengono dalla fissione. Prima che questi siano rallentati in modo apprezzabile, alcuni neutroni saranno catturati dai nuclei di U-235 e soprattutto (per energie dei neutroni maggiori di 1MeV) dall'U-238, causando la fissione.

Poiché per ogni fissione provocata da neutroni veloci viene prodotto, in media, più di un neutrone, vi sarà un aumento nel numero dei neutroni disponibili. Si tiene conto di ciò, introducendo il seguente rapporto:

- $\varepsilon$ , cioè il rapporto fra il numero totale di neutroni veloci prodotti mediante fissioni dovute a neutroni di tutte le energie (veloci e termici) ed il numero di neutroni risultanti da fissioni dovute ai soli neutroni termici.  $\varepsilon$  è detto *fattore di fissione veloce*.

Di conseguenza alla cattura di  $n$  neutroni termici nel combustibile si produrranno  $n \cdot \eta \cdot \varepsilon$  neutroni veloci.

Durante il rallentamento, alcuni neutroni saranno catturati in processi non fissivi, e

- $p$ , è la probabilità dei neutroni di evitare questa cattura. Tale probabilità dipende sia dalla natura dei materiali sia dalle loro relative concentrazioni.

A questo punto, il numero di neutroni che saranno termalizzati è pari al prodotto  $n \cdot \eta \cdot \varepsilon \cdot p$ .

Quando i neutroni sono stati rallentati (sono ad energie termiche<sup>7</sup>), essi diffondono per un certo tempo nel sistema infinito finché verranno in definitiva assorbiti dal combustibile, dal moderatore, o da

---

<sup>7</sup> Neutrone Termico: neutrone avente energia inferiore a 0,1eV.

impurezze (veleni) eventualmente presenti. Perciò dei neutroni termici solo una porzione sarà assorbita dal combustibile, tale frazione è indicata con:

- $f$ , ed è detta *fattore di utilizzazione termica*. Questa quantità dipende dal combustibile, dal moderatore e dalle relative concentrazioni:

$$f = \frac{\text{Neutroni termici assorbiti nel combustibile}}{\text{Neutroni termici assorbiti in totale}} \quad (1-5)$$

In definitiva, il numero di neutroni assorbiti nel combustibile sarà pari a  $n \cdot \eta \cdot \varepsilon \cdot p \cdot f$ .

E quindi si può scrivere:

$$\begin{aligned} k &= \frac{\text{Numero neutroni termici nella generazione corrente}}{\text{Numero neutroni termici nella generazione precedente}} = \\ &= \frac{n \cdot \eta \cdot \varepsilon \cdot p \cdot f}{n} = \eta \cdot \varepsilon \cdot p \cdot f. \end{aligned} \quad (1-6)$$

La relazione (1-6) è indicata come la *formula dei quattro fattori*. (Glasstone, 1957).

Nel caso reale, a dimensioni finite, ci sarà un'altra perdita di neutroni dovuta alle fughe neutroniche, cioè a quei neutroni che "fuggono" all'esterno della zona attiva, si pensi a quei neutroni prodotti alla periferia degli elementi di combustibile che nel loro percorso non incontrano alcun materiale utile alla generazione di altri neutroni.

## Reattività e Controllo della Reazione

Si definisce anche la reattività  $\rho$ , ottenuta da  $k$  come segue:

$$\rho = \frac{k - 1}{k}; \quad (1-7)$$

perciò, se  $\rho$  è maggiore, minore, o pari a zero, rispettivamente, si ha una struttura sovracritica, sottocritica o stazionaria.

Nella pratica si progettano reattori che hanno una reattività maggiore di zero, per avere un margine non nullo al fine del controllo della potenza prodotta e per contrastare le variazioni di composizione del combustibile durante il funzionamento. Tali modifiche sono dovute principalmente a tre fenomeni:

- accumulo di prodotti di fissione, che eleva il numero di catture parassite di neutroni:  $k$  diminuisce;
- diminuzione dei nuclei fissili presenti:  $k$  diminuisce;



- produzione di nuovi nuclei fissili per trasmutazione dei nuclei fertili<sup>8</sup>:  $k$  aumenta.

In generale, i primi due effetti sono predominanti sul terzo; ciò implica che, all'inizio del funzionamento, deve essere presente un eccesso di reattività, per compensare nel tempo la diminuzione dovuta ai fenomeni appena illustrati. È chiaro che questo eccesso di reattività deve essere compensato in ogni istante di funzionamento stazionario, in modo da avere una reattività effettiva nulla, corrispondente a un coefficiente di moltiplicazione unitario. Questa compensazione è assicurata dagli organi di controllo.

Gli obiettivi del controllo di un reattore nucleare sono quindi duplici:

1. modificare il livello di potenza prodotta tenendo conto della modifica di reattività (controllo di potenza);
2. compensare la riduzione di reattività dovuta alla variazione di composizione del combustibile (controllo a lungo termine).

Per controllare la reattività s'interviene nella maggior parte dei casi sulla cattura dei neutroni. Si utilizzano particolari materiali, detti *veleni*, che sono in grado di assorbire neutroni. Materiali comunemente impiegati sono il *boro*, l'*afnio*, il *cadmio* e il *gadolinio*. Questi materiali costituiscono le barre di controllo che regolano la reattività mediante movimenti d'inserzione o estrazione dal nocciolo; durante l'estrazione, i neutroni assorbiti diminuiscono e la reattività aumenta, durante l'inserzione si ha l'effetto contrario. Movimenti rapidi delle barre di controllo si hanno per il controllo della potenza termica prodotta, viceversa movimenti più lenti di estrazione degli organi di controllo si hanno per compensare gli effetti di riduzione lenta della reattività. Normalmente nei reattori ci sono barre adibite al controllo rapido di potenza e barre riservate al controllo a lungo termine. Inoltre la compensazione della riduzione di reattività per variazione del combustibile si esegue anche con altre tecniche. Ad esempio, nei reattori raffreddati ad acqua, si può sciogliere nel refrigerante una concentrazione lentamente variabile di acido borico, il quale assorbe una quantità di neutroni proporzionale alla sua concentrazione che lentamente discende nel tempo. Un'altra possibilità è quel-

---

<sup>8</sup> I materiali fertili sono nuclidi che, a seguito dell'assorbimento di un neutrone, si trasmutano in un radionuclide, cioè in un nuclide instabile che decade emettendo energia sottoforma di radiazione, generando un nuclide in grado di fornire energia in seguito a processi di fissione o fusione nucleare.

la di inserire nel nocciolo dei veleni che progressivamente, per cattura di neutroni, si trasmutano in sostanze non avvelenanti. Tale tecnica è detta dei *veleni bruciabili* (Lombardi, 2004).

## Capitolo 2

# Impianti con Reattori Nucleari ad Acqua in Pressione

Il concetto di reattore ad acqua in pressione (PWR, *Pressurized Water Reactor*) ebbe origine negli Stati Uniti, come risultato del programma per la messa a punto di un reattore adatto per la propulsione di sottomarini. Il primo prototipo a piena scala – denomina-

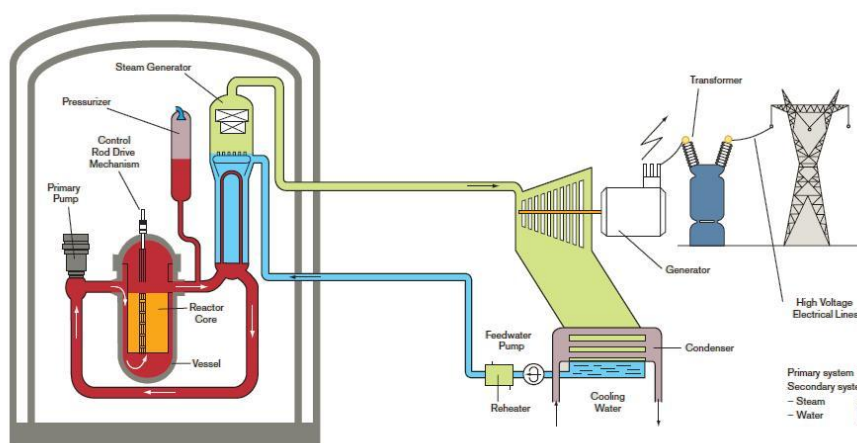


Figura 2.1: Schema semplificato di un reattore PWR.

to *STR Mark I* – fu realizzato su un impianto terrestre nel 1953. Il primo sottomarino a propulsione nucleare – il famoso *Nautilus* – iniziò le prove in mare nel gennaio 1955. Il primo impianto civile per la produzione di energia elettrica, fu costruito in URSS con una potenza di

5MWe (30MWt) e precisamente entrò in funzione il 27 luglio 1954 (Lombardi, 2004).

La Figura 2.1 mostra un diagramma semplificato di un sistema PWR per una centrale elettronucleare. Il circuito di sinistra (*sistema o circuito primario*) è la porzione d'impianto che utilizza il calore nucleare per generare vapore. Esso si compone del recipiente in pressione, ove è alloggiato il nocciolo, e di un certo numero (da 1 a 4) di circuiti in parallelo utilizzati per il trasferimento al fluido secondario della potenza generata. La porzione di destra, *sistema o circuito secondario*, sfrutta il calore ceduto dal primario per generare il vapore che è poi utilizzato dalla turbina (Mazzocchi, 1984).

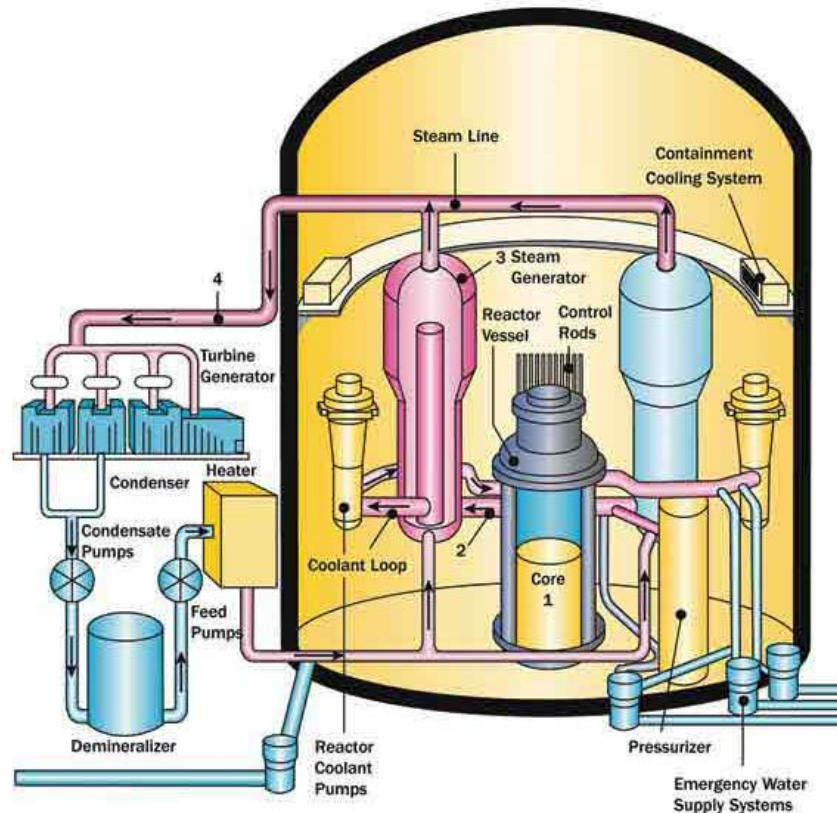


Figura 2.2: Schema più dettagliato di un impianto nucleare PWR.

La Figura 2.2 mostra lo schema di un impianto nucleare ad acqua in pressione, in cui per rimuovere il calore che si genera nel reattore dalla fissione nucleare, è impiegata la normale acqua leggera opportunamente demineralizzata (*fluido termo-vettore*). La stessa acqua serve per “moderare” (rallentare) i neutroni che si producono dalla fissione. Il recipiente contenente il reattore (*vessel*) è collegato a circuiti chiusi esterni (*loop*) ciascuno dei quali comprende un generatore di vapore e una pompa di circolazione primaria. Un serbatoio (pressurizzatore), collegato ad uno dei *loop*, consente di regolare la pres-

sione nel circuito primario, che alla temperatura di esercizio è tale da mantenere l'acqua allo stato liquido, condizione nella quale l'asportazione del calore prodotto nel nocciolo del reattore avviene con la massima efficienza. Spinta dalle pompe di circolazione, l'acqua asporta il calore dal nocciolo e raggiunge il generatore di vapore attraverso le tubazioni del circuito primario. Nel generatore di vapore fluisce anche l'acqua del circuito secondario che, lambendo il fascio tubiero in cui scorre l'acqua del primario, si scalda, bolle e si trasforma in vapore. La presenza di questo scambiatore di calore assicura la separazione fisica dell'acqua del circuito primario dall'acqua e dal vapore del circuito secondario, evitando che fluidi radioattivi possano trasferirsi all'interno dei sistemi elettromeccanici necessari alla produzione di energia elettrica. Il vapore che si produce nei generatori di vapore è – difatti – inviato ad azionare la turbina. La turbina, mossa dall'espansione del vapore, aziona l'alternatore. Alla fine della fase di espansione, il vapore è estratto dalla turbina, condensato e l'acqua risultante, dopo una fase di preriscaldamento, è rinviata ai generatori di vapore.

Attualmente, i principali impianti nucleari ad acqua in pressione in costruzione nel mondo, caratterizzati da reattori di terza generazione avanzata sono:

- impianti EPR (*Enhanced Pressurized Reactor*), sviluppati congiuntamente da Areva (Francia) e Siemens (Germania), da 1600 MWe;
- reattori APWR (*Advanced Pressurized Water Reactor*), progettati da Mitsubishi, e producono 1700 MWe;
- reattori AP1000 realizzati da Westinghouse, da 1000 MWe.

Dopo questa breve premessa sul funzionamento delle centrali nucleari PWR, si procede con una descrizione dettagliata di alcune fondamentali strutture; in particolare si fa riferimento all'impianto EPR. Le informazioni riportate sono state tratte dal Quaderno AIN n°3, 2009. Si veda la bibliografia posta al termine dei capitoli della tesi. A tal proposito, prima s'introducono i componenti del circuito primario (reattore, generatore di vapore e pressurizzatore) e, di seguito, gli elementi costituenti il circuito secondario.

## IL CIRCUITO PRIMARIO

### La Configurazione del Primario

In Figura 2.3 è mostrato lo schema del circuito primario di un reattore di III generazione a quattro *loop*. Su ciascuno dei quattro bocchelli di uscita del recipiente in pressione si innesta il cosiddetto “ramo caldo” di ciascuno dei quattro *loop*, nel quale fluisce l'acqua ad alta pressione (155 bar) e ad alta temperatura (327 °C). L'acqua raggiunge in tal modo il generatore di vapore dove, circolando all'interno del fascio

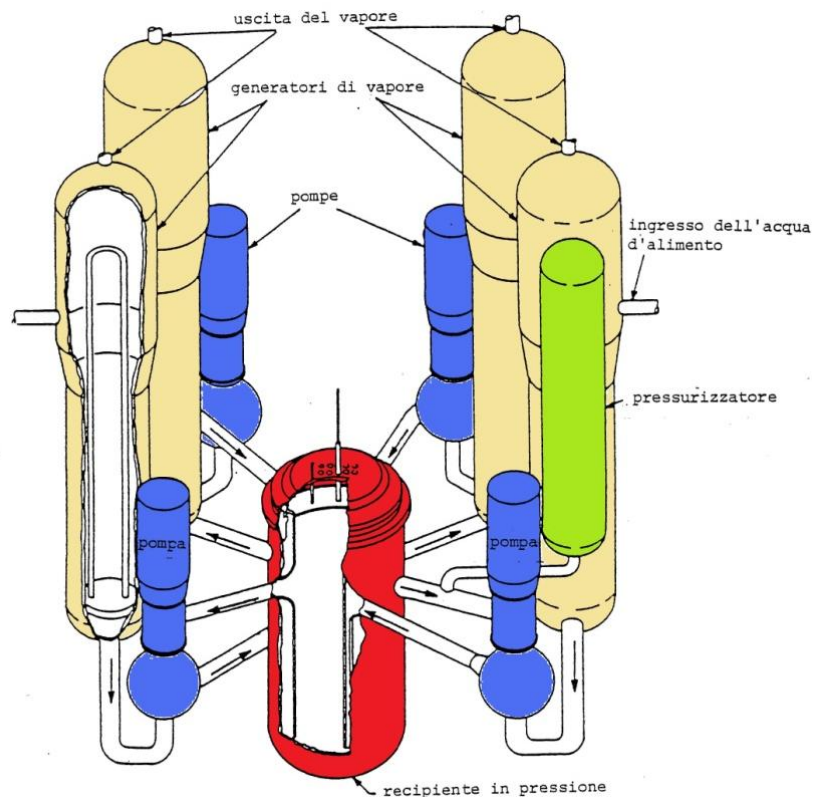


Figura 2.3: Schema assonometrico di un reattore PWR di III generazione con 4 *loop* per la generazione del vapore.

tubiero, trasferisce il calore all'acqua del circuito secondario, che bolle e si trasforma in vapore. L'acqua che esce dal generatore di vapore raggiunge la pompa (primaria) di circolazione del refrigerante, che la rinvia al recipiente attraverso il cosiddetto “ramo freddo” del *loop* (296 °C). Entrando nel *vessel* attraverso uno dei quattro bocchelli di entrata, l'acqua è deviata verso il basso, si raccoglie sul fondo e penetra nel nocciolo attraversandolo dal basso verso l'alto, asportando il calore generato dalla fissione negli elementi di combustibile. Ad uno dei quattro *loop* è collegato il pressurizzatore, la cui funzione è quella di controllare la pressione di esercizio all'interno di tutto il circuito primario.

## IL REATTORE

### Il Recipiente in Pressione

Il recipiente in pressione, comunemente noto come *vessel*, con tutto il suo contenuto costituisce il reattore, elemento centrale del sistema primario. In Figura 2.4 se ne mostra uno schema in tre dimensioni. È un contenitore cilindrico realizzato in acciaio di notevole spessore (25 cm) nel quale si innestano circonferenzialmente le tubazioni dei quattro *loop* del circuito primario. Sia la base, sia la testa flangiata di chiusura sono emisferiche; in particolare, la testa di chiusura reca le penetrazioni cui fanno capo i meccanismi di azionamento delle barre di controllo e i canali di strumentazione del nocciolo.

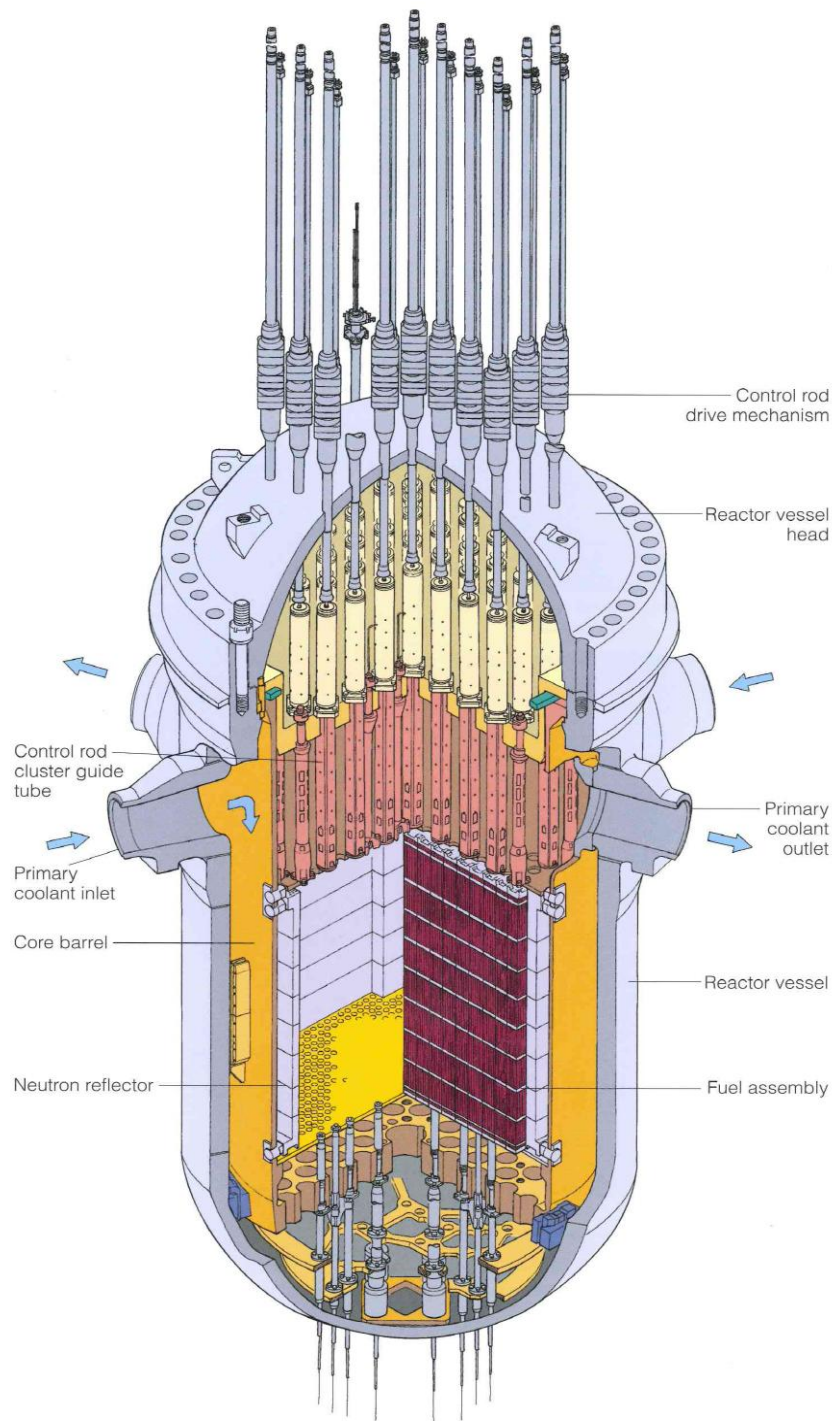
### Le Strutture Interne

Le strutture interne del *vessel* (RPVI, *Reactor Pressure Vessel Internals*, o più brevemente "*internals*") – Figura 2.5 – sono finalizzate a conservare la geometria del nocciolo, mantenendo nella corretta posizione gli elementi di combustibile, le barre di controllo, il riflettore radiale e la strumentazione, a stabilire una corretta circolazione dell'acqua primaria attraverso il nocciolo e inoltre a sostenere il peso del nocciolo, scaricandolo sul *vessel* stesso. Il mantenimento della corretta geometria del nocciolo in ogni circostanza, inclusi gli ipotetici transitori incidentali, è essenziale per consentire l'efficace asportazione del calore sviluppato negli elementi di combustibile e la regolazione della reattività attraverso una corretta operabilità delle barre di controllo.

Gli *internals* includono i seguenti elementi:

- gli ***internals superiori***, posizionati sopra il nocciolo, che comprendono la piastra superiore, le colonne di sostegno, i tubi guida delle barre di controllo e la griglia superiore del nocciolo. La loro funzione è quella di mantenere nella corretta posizione assiale e radiale gli elementi di combustibile e le barre di controllo;
- gli ***internals inferiori***, costituiti dalla piastra di sostegno inferiore del nocciolo;
- Il ***barrel***, un cilindro in acciaio che ha la triplice funzione di sostenere il peso del nocciolo (scaricato sulla piastra inferiore),

Figura 2.4: Recipiente in pressione di un impianto da 1500 MWe APWR – Advanced Pressurized Water Reactor, equivalente americano dell'EPR europeo.



di fungere da schermo neutronico della parete del *vessel* e di orientare verso il basso il flusso dell'acqua primaria che entra nel *vessel* dai bocchelli di entrata, consentendole di percorrere il nocciolo e di lambire gli elementi di combustibile dal basso verso l'alto;

- Il **riflettore radiale**, composto da anelli di acciaio inossidabile posti gli uni sugli altri attorno al nocciolo, in modo da riempire lo spazio fra gli elementi di combustibile e la superficie cilin-



drica del *barrel*. Esso ha la funzione di ridurre il flusso dei neutroni che si dirigono verso la parete interna del *vessel*, e inoltre di uniformare il flusso dei neutroni all'interno del noc-

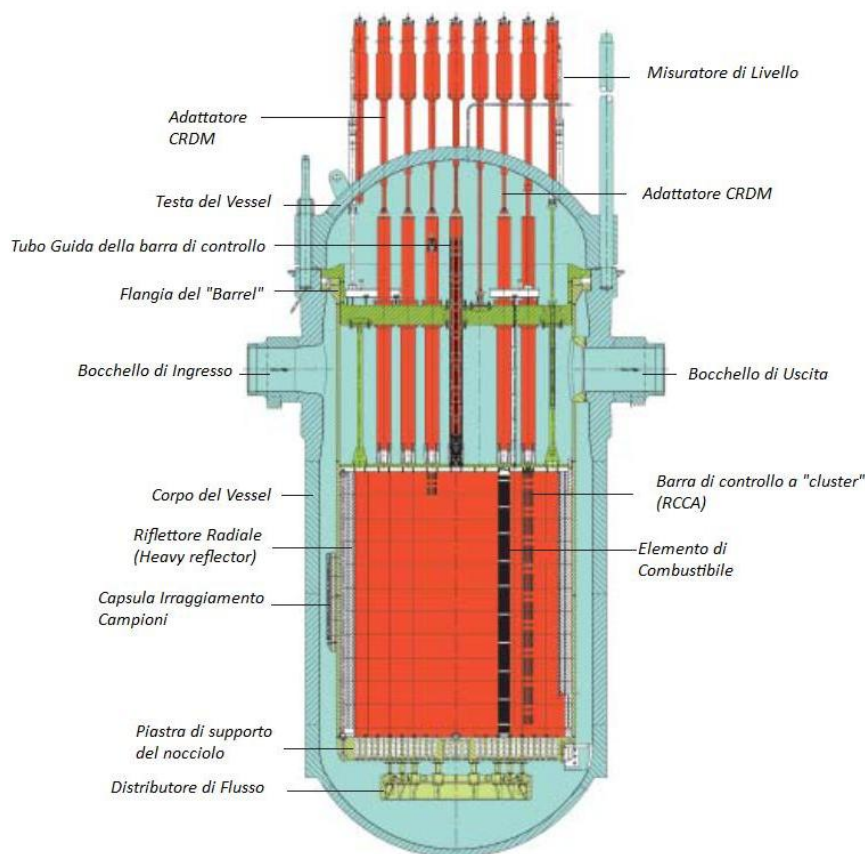


Figura 2.5: Sezione del vessel e degli Internals.

ciolo. Il calore che si sviluppa a causa dell'assorbimento della radiazione gamma nel materiale costituente il riflettore è asportato dalla stessa acqua primaria, che fluisce in una serie di appositi canali ricavati all'interno del riflettore stesso. Riducendo il flusso neutronico che sfugge dal nocciolo, il riflettore consente una migliore utilizzazione del combustibile (più neutroni sono disponibili per il mantenimento della reazione a catena). In tal modo si riduce il costo del ciclo del combustibile, attraverso la riduzione del livello di arricchimento necessario per raggiungere un determinato tasso di bruciamento, o in alternativa consentendo di aumentare il tasso di bruciamento a un dato livello di arricchimento. La riduzione del flusso neutronico che abbandona il nocciolo consente anche di ridurre l'esposizione dei materiali che costituiscono il *vessel* agli alti

flussi di neutroni veloci, limitando i corrispondenti fenomeni d'invecchiamento dei materiali stessi.

## Il Nocciolo

Il nocciolo del reattore (Figura 2.6) ospita:

- il combustibile, nel quale avviene la reazione di fissione e il conseguente sviluppo di calore,
- le barre di controllo.

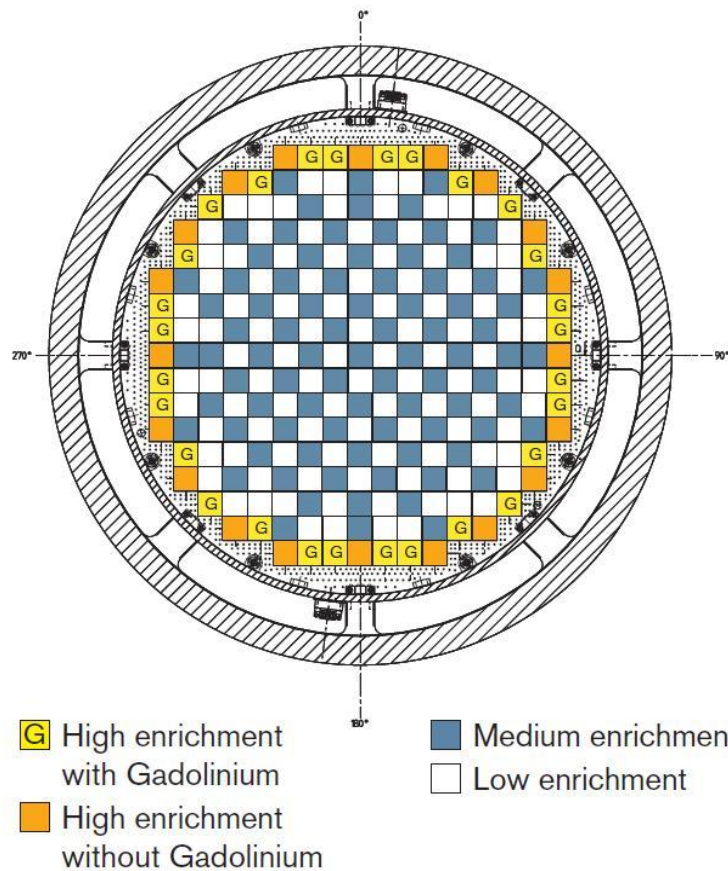


Figura 2.6: Sezione schematica del nocciolo.

La struttura interna del nocciolo ha lo scopo di sostenerne il peso, controllare la reazione di fissione e regolare il flusso del refrigerante. Il nocciolo è refrigerato e moderato con acqua leggera alla pressione di 155 bar e ad una temperatura media di circa 300 °C. Nell'acqua è disciolto boro con funzione di assorbitore di neutroni. La concentrazione di boro nel refrigerante varia a seconda delle necessità: può essere piccola per controllare l'effetto del *burnup* (bruciamento progressivo) del combustibile o può essere elevata in caso di incidente per bloccare la reazione a catena. Un altro elemento assorbitore di neutroni è costituito dal gadolinio mescolato al combustibile negli e-

lementi periferici al fine di controllare la reattività iniziale e la distribuzione di potenza.

Per la prima carica del nocciolo gli elementi sono suddivisi in quattro gruppi caratterizzati da diversi livelli di arricchimento. Due gruppi hanno il massimo arricchimento (5%) e uno di essi contiene il gadolinio. Per le successive ricariche, il numero, le caratteristiche e la disposizione nel nocciolo degli elementi di combustibile fresco vengono decisi in base ad opportuni schemi di gestione del combustibile. Generalmente la lunghezza del ciclo di irraggiamento (tempo di funzionamento del reattore fra una operazione di ricarica e l'altra) può raggiungere i 24 mesi. All'interno e all'esterno del nocciolo è anche inserita la strumentazione idonea per monitorare le prestazioni termoidraulico - nucleari e per rilevare i parametri necessari alle funzioni di controllo del reattore. In particolare, la strumentazione fissa presente nel nocciolo si compone di:

- rivelatori di neutroni e termocoppie, utilizzati per misurare la distribuzione spaziale del flusso neutronico e della temperatura,
- sensori del livello dell'acqua nel *vessel*.

## Gli Elementi di Combustibile

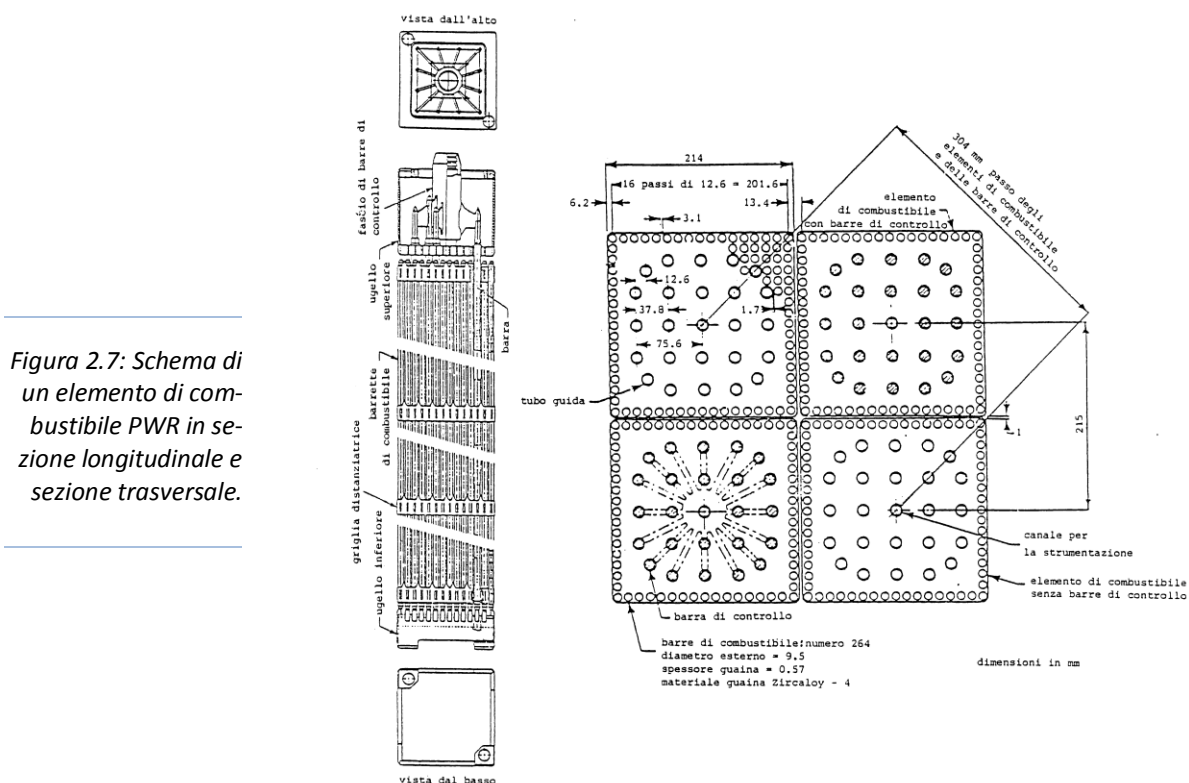
L'elemento di combustibile di un reattore PWR è tipicamente costituito da un fascio a sezione quadrata di 17 x 17 barrette (Mazzocchi, 1984) con 10 griglie distanziatrici intermedie distribuite lungo la lunghezza dell'elemento. 24 delle posizioni del reticolo quadrato sono occupate da altrettanti tubi guida che consentono l'inserimento delle barre di controllo e, all'occorrenza, della strumentazione interna al nocciolo (Figura 2.7 e Figura 2.8).

Il bocchello inferiore è progettato per contribuire a regolare il flusso di refrigerante nell'elemento e comprende un sistema a trappola atto ad impedire che il flusso possa essere ostacolato dalla presenza di piccoli frammenti di impurità presenti.

Il bocchello superiore ospita le molle di ritenuta dell'elemento di combustibile.

Le griglie distanziatrici, ad eccezione della prima e dell'ultima, sono conformate in modo da promuovere il rimescolamento del refrigerante per migliorare conseguentemente il trasferimento del calore dalle barrette di combustibile al fluido.

Le barrette di combustibile (Figura 2.9) sono costituite da tubi (*camicie*) in lega di zirconio (M5) del diametro esterno di 9.5 mm e dello spessore di 0.57 mm, ciascuno dei quali è riempito con una pila di pastiglie cilindriche sinterizzate (*pellet*) di combustibile (ossido di uranio o ossidi misti di uranio e plutonio) mantenute in posizione da una molla inserita nella parte superiore dell'incamiciatura. L'incamiciatura delle barrette ha la funzione di isolare il combustibile dal refrigerante, trattenendo all'interno i prodotti di fissione gassosi, e costituisce pertanto la prima barriera che si oppone alla fuoriuscita di radioattività, essendo la stessa matrice ceramica del combustibile



comunque in grado di trattenere i prodotti di fissione solidi. La zona interna superiore della barretta occupata dalla molla ha anche la funzione di raccogliere i gas di fissione eventualmente rilasciati dal combustibile e di limitare l'aumento della pressione nell'incamiciatura conseguente all'irraggiamento del combustibile. Le pellet sono costituite da biossido di uranio arricchito nell'isotopo  $U_{235}$  fino al 5%, oppure da ossidi misti di uranio e plutonio in proporzione tale da rendere il combustibile energeticamente equivalente all' $UO_2$ . In alcune barrette le pellet di biossido di uranio contengono anche ossido di gadolinio ( $Gd_2O_3$ ) con funzione di assorbitore bruciabile di neutroni. La presenza del gadolinio serve per controllare la reattività del combustibile all'inizio del ciclo di irraggiamento, quando è massima la per-

centuale di uranio fissile. Con il procedere dell'irraggiamento, parallelamente alla riduzione del tasso di uranio fissile, il gadolinio si consuma e la reattività tende a rimanere costante. La concentrazione di gadolinio è compresa fra il 2 e l'8% in peso. Il numero di barrette contenenti gadolinio in ciascun elemento di combustibile varia da 8 a 28, a seconda dello schema adottato di gestione del combustibile.

### Le Barre di Controllo

I reattori di III generazione sono dotati di un sistema di regolazione della reazione e di arresto rapido, costituito da 89 barre di controllo a cluster (RCCA, *Rod Cluster Control Assemblies*) ciascuna delle quali è costituita da un insieme di 24 barrette. Esse contengono un materiale assorbitore di neutroni e sono pertanto in grado di arrestare la reazione di fissione all'atto del loro inserimento nel nocciolo. A tal fine la loro lunghezza è sufficiente a coprire l'intera lunghezza attiva del nocciolo. Ogni barretta è costituita da una pila di barre in argento-indio-cadmio e *pellet* di carburo di boro ( $B_4C$ ) contenute in una guaina di acciaio inox riempita con elio; quest'ultimo ha la fun-

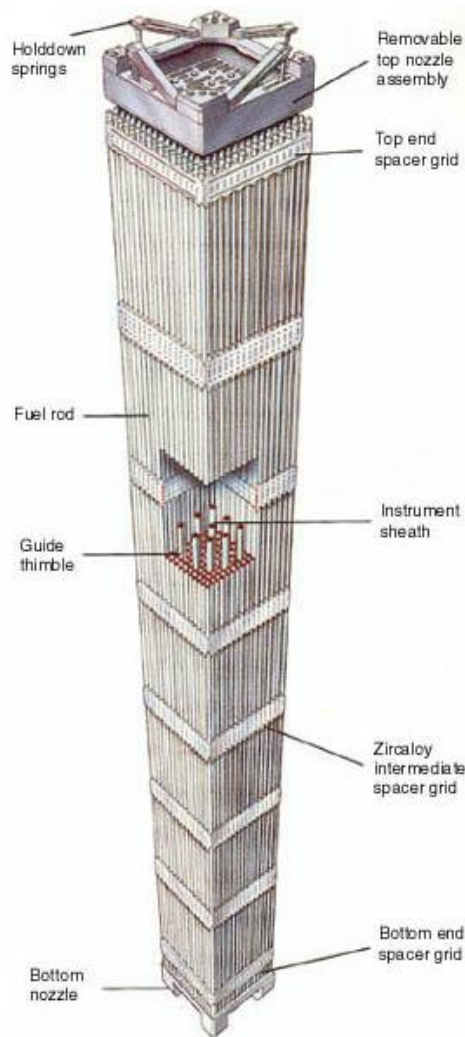


Figura 2.8:  
Schema di un  
elemento di  
combustibile  
PWR in tre  
dimensioni.

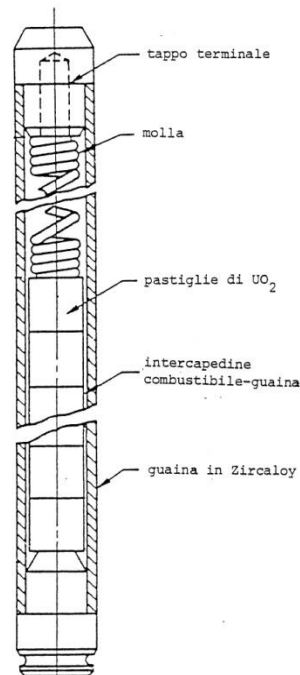


Figura 2.9:  
Schema di  
una singola  
barretta di  
combustibile.



## IL GENERATORE DI VAPORE

I quattro generatori di vapore dell'impianto costituiscono l'interfaccia fra il circuito primario e il circuito secondario. Si tratta di scambiatori a fascio tubiero a U ad asse verticale (Figura 2.11) a circolazione naturale. Il fluido refrigerante che scorre nel circuito primario entra ed esce da ciascun GV attraverso due bocchelli collocati nel fondo emisferico di quest'ultimo. All'interno del GV, esso scorre all'interno di un elevato numero (5980 nell'EPR) di tubi a U in parallele-

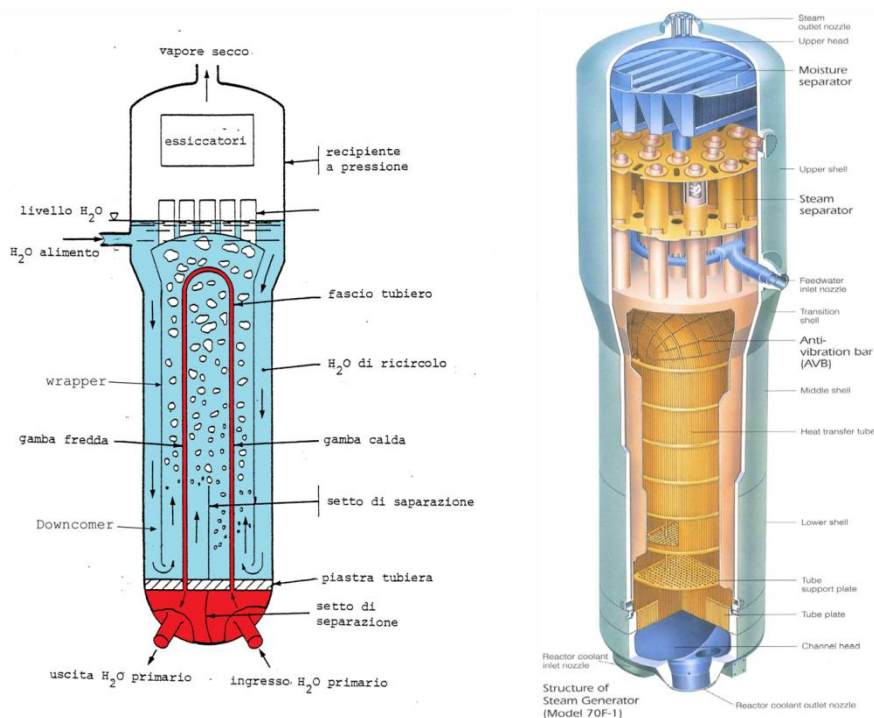


Figura 2.11: Schema di principio di un generatore di vapore a tubi a U e struttura tridimensionale di un GV di recente progettazione.

lo, che si estendono per un'altezza di 8÷9 metri. La lunghezza media dei tubi è quindi dell'ordine di 16÷18 metri. Passando attraverso i tubi, il fluido primario subisce una variazione di temperatura uguale e di segno opposto a quella che si ottiene nel nocciolo. Il fluido secondario forma un livello ad una quota di circa 12÷13 metri superiore a quella dell'ingresso/uscita dei tubi del primario. Di qui discende per gravità in un anulo (*downcomer*) delimitato esternamente dalla parete cilindrica del generatore di vapore e internamente da un'altra parete metallica (*wrapper*) che separa il *downcomer* dalla zona del fascio tubiero. Il fluido passa attraverso aperture praticate nel *wrapper*

in corrispondenza della base del fascio tubiero, e va di seguito a lambire esternamente i tubi del fascio in senso ascendente. A causa del calore ricevuto dai tubi, il fluido secondario si riscalda fino alla temperatura di saturazione e vaporizza. La miscela acqua-vapore viene poi convogliata verso separatori a ciclone ed essiccatori. Il vapore pressoché secco fuoriesce dal bocchello posto alla sommità del generatore, mentre l'acqua separata ricircola al di sotto del livello del fluido secondario. La massa fuoriuscita sotto forma di vapore viene reintegrata miscelando all'acqua di ricircolo una portata d'acqua di alimento (pari, almeno a regime, alla portata di vapore). Per quanto riguarda il fluido secondario, il generatore di vapore opera pertanto come un sistema in circolazione naturale; la forza motrice necessaria a vincere le cadute di pressione del circuito è ricavata dalla differenza di densità fra la colonna di liquido del *downcomer* e la miscela acqua-vapore che lambisce il fascio tubiero (Mazzocchi, 1984).

Al fine di incrementare l'efficienza di trasferimento del calore, negli impianti più innovativi, il generatore di vapore è caratterizzato dalla presenza di:

- una superficie di scambio più ampia,
- un economizzatore assiale, costituito da una struttura semianulare e da una piastra di separazione delle due metà del fascio tubiero. Esso è in grado di dirigere il 100% della portata secondaria di alimento sul ramo freddo del fascio tubiero e il 90% dell'acqua calda di ricircolo sul ramo caldo. Questo particolare costruttivo aumenta di circa 3 bar la pressione del vapore prodotto rispetto a un generatore di vapore di tipo tradizionale.

Ciò consente di raggiungere una pressione di saturazione maggiore (78 bar nell'EPR) e un'efficienza di impianto pari al 36÷37%.

## IL PRESSURIZZATORE

Il pressurizzatore (Figura 2.12) è un serbatoio cilindrico che ha la funzione di mantenere la pressione nel circuito primario entro un determinato *range* di variazione. È collegato al ramo caldo di uno dei quattro *loop* primari attraverso una tubazione denominata *surge line*.

Il pressurizzatore è normalmente riempito per i 2/3 dall'acqua che circola nel circuito primario e per il restante terzo da vapore in condizioni di equilibrio termodinamico.



Per compensare le variazioni di volume del refrigerante primario, il pressurizzatore è dotato di:

- una batteria di riscaldatori elettrici situata nella parte inferiore,
- una batteria di spruzzatori di acqua fredda nella parte superiore.

L'azionamento alternativo delle batterie di riscaldatori e spruzzatori determina l'evaporazione di parte dell'acqua o la condensazione di parte del vapore all'interno del pressurizzatore, consentendo di regolare la pressione e il volume di liquido all'interno del circuito primario. In altre parole, in seguito all'aumento del calore fornito dal reattore si assiste ad una variazione della densità del refrigerante. Ciò provoca un'espansione volumetrica del fluido presente nel circuito

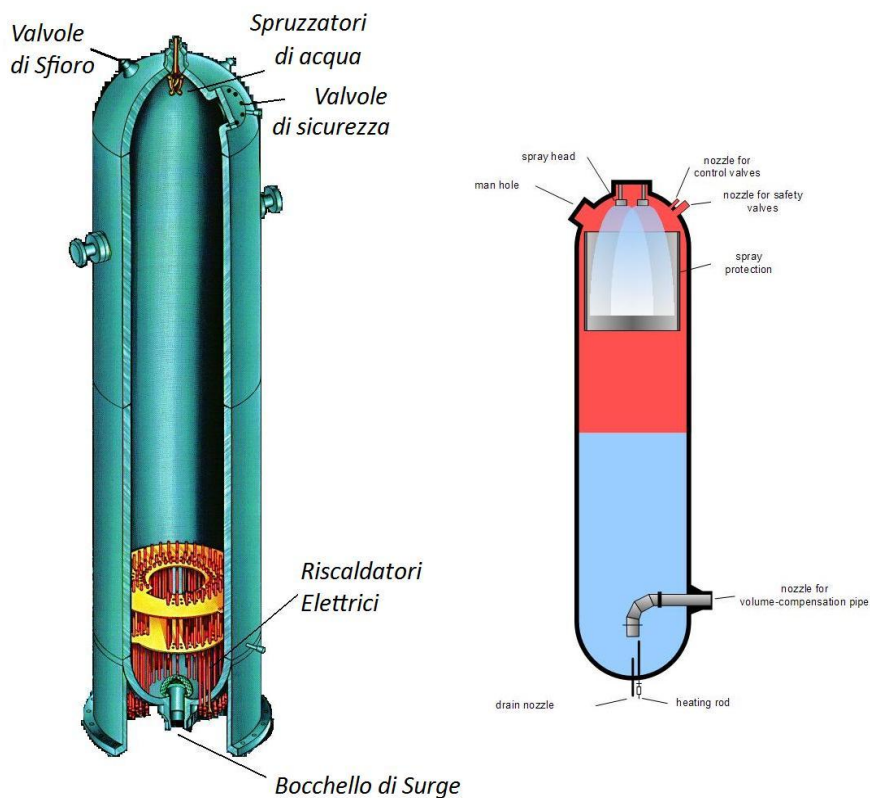


Figura 2.12: Schema di un pressurizzatore.

primario e quindi parte dell'acqua fluisce all'interno pressurizzatore. Viceversa, nel caso si abbia una diminuzione della potenza generata dal reattore, si assiste ad una contrazione del fluido, e dunque parte dell'acqua passa dal pressurizzatore alle tubazioni del circuito.

Nel caso di un aumento eccessivo della pressione dell'acqua nel circuito primario, intervengono gli *spray* del pressurizzatore, che, iniettando acqua relativamente fredda, condensano parte del vapore presente nella cavità superiore in modo tale da rallentare o eliminare l'aumento della pressione. Al contrario, nel caso di depressurizzazio-

ne, la potenza dei riscaldatori viene aumentata per generare vapore che, portandosi nella parte superiore della cavità del pressurizzatore, comprime maggiormente il fluido sottostante, riducendo o eliminando la diminuzione della pressione.

Infine, per proteggere il circuito primario dalle sovrappressioni eccessive, sono installate, sulla parte alta del pressurizzatore:

- valvole di sfioro e di sicurezza in grado di scaricare vapore verso un'opportuna vasca di soppressione;
- valvole motorizzate che consentono all'operatore di depressurizzare rapidamente il circuito primario in caso di necessità.

Rispetto alle configurazioni impiantistiche tradizionali, il pressurizzatore di un moderno impianto di III generazione da 1600 MWe ha un volume significativamente maggiore. Ciò permette di rallentare con maggior efficienza eventuali transitori termoidraulici durante il funzionamento dell'impianto. Tale miglioramento consente, da un lato di prolungare la vita operativa dei componenti e dall'altro di disporre di periodi prolungati per contrastare eventuali situazioni operative anomale.

## IL CIRCUITO SECONDARIO

Il circuito secondario è la sede della trasformazione dell'energia termica in energia meccanica; rappresenta, quindi, la porzione convenzionale della centrale elettronucleare, vale a dire che i cicli termodinamici utilizzati non differiscono concettualmente da quelli impiegati in una centrale termo-elettrica. Esistono tuttavia delle differenze che riguardano principalmente la temperatura del vapore che, per ragioni tecnologiche dell'impianto nucleare, non può raggiungere quei valori elevati, tipici della centrale convenzionale. Per questa ragione si utilizzano cicli a vapore d'acqua, nei quali si rinuncia a surriscaldare più volte il vapore, ma si agisce alternativamente per elevarne il più possibile la pressione.

Il vapore prodotto nel compartimento reattore della centrale nucleare è convogliato nella sala macchine che ospita la turbina. Qui, viene indirizzato al collettore del vapore principale attraverso opportune tubazioni (dotate di valvole di sfioro, di valvole di sicurezza e di valvole per la regolazione della pressione).

Il vapore presente nel collettore alimenta tutte le utenze del circuito secondario (Figura 2.13), in particolare:

- la turbina, composta da stadi di alta e media-bassa pressione, in cui il vapore, facendo pressione sulle alette della turbina, ne determina la rotazione a migliaia di giri al minuto (3000 rpm). Alla turbina, per mezzo di un albero rigido, è direttamente accoppiato l'alternatore. La rapida rotazione degli elettromagneti fissati su quest'asse produce elettricità nelle bobine dell'alternatore. In questo modo l'energia cinetica della turbina risulta trasformata in energia elettrica;

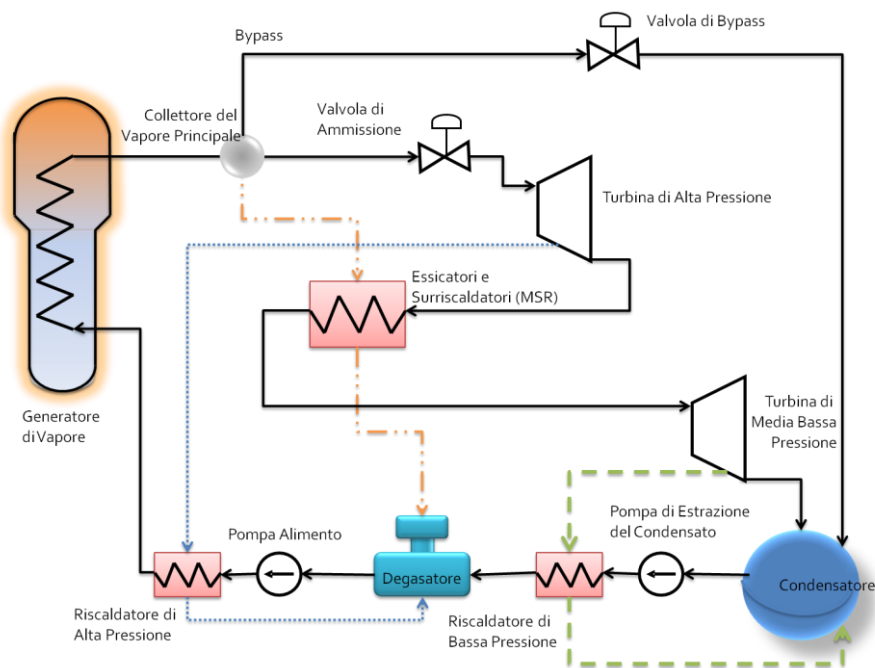


Figura 2.13: Circuito secondario.

- i deumidificatori-surriscaldatori (*Moisture Separator Reheater – MSR*) posti tra gli stadi di alta pressione e quelli di media-bassa pressione e necessari per mantenere il vapore in condizione di surriscaldamento evitando il rischio di formazione di gocce di liquido negli ultimi stadi di turbina, pericolosissime per l'integrità della macchina;
- il "bypass" della turbina verso il condensatore, che permette la regolazione della pressione del vapore principale durante la fase di avviamento ed interviene per prevenire l'insorgenza di sovrappressioni eccessive in caso di chiusura rapida delle valvole di alimentazione della turbina.

Il vapore esausto in uscita dalla turbina di bassa viene inviato al condensatore, costituito da un fascio tubiero percorso da acqua fredda,

nel quale il vapore ritorna in fase liquida. Una pompa di estrazione rimette nel ciclo la condensa che si accumula nel condensatore. Dopo un primo riscaldamento nei riscaldatori di bassa pressione, il condensato viene miscelato con il vapore nel degasatore per eliminare i componenti gassosi disciolti e, infine, la pompa alimento provvede a pressurizzare il fluido degasato e a inviarlo ai riscaldatori di alta pressione per un ulteriore riscaldamento e, in seguito, al generatore di vapore. Il calore necessario nei riscaldatori di alta pressione è fornito da vapore spillato dalla turbina di alta o dai MSR, così come i riscaldatori di bassa pressione ricevono calore da spillamenti di vapore dalla turbina di media bassa pressione.

## SISTEMI AUSILIARI E DI SICUREZZA

In un impianto nucleare la sicurezza è una dei principali criteri di progetto. In particolare, in un impianto PWR si distinguono diversi sistemi attivi per garantire il funzionamento “sicuro” della centrale. Il principale sistema, a tal proposito presente, è il cosiddetto *Sistema di Controllo Chimico e Volumetrico (CVCS)*.

I compiti fondamentali di questo sistema (Figura 2.14) sono

- mantenere il volume di acqua e la pressione ottimale all'interno del circuito primario agendo sul pressurizzatore;
- garantire l'azione ideale delle pompe primarie;
- regolare la concentrazione dei veleni solubili e mantenere il corretto grado di purezza del fluido termovettore, attraverso un sistema che, estraendo, raffreddando, depressurizzando e purificando una certa portata di fluido termovettore, riempie un serbatoio di raccolta: da qui l'acqua viene prelevata, miscelata con opportune quantità di veleno (acido borico) e reintrodotta nel circuito primario (Mazzocchi, 1984).

Inoltre, in caso di incidente o di spegnimento controllato del reattore, la problematicità vitale è quella di evitare il surriscaldamento del nocciolo, quindi, attraverso un complesso e ridondante sistema di pompe a diversa pressione e ampi serbatoi, si inietta acqua ad alta concentrazione di boro nel circuito primario per asportare la maggior parte del calore possibile e bloccare nel più breve tempo la reazione di fissione nucleare. Si parla di *Sistemi di Raffreddamento di Sicurezza ed Emergenza* per il circuito primario e di *Sistema Acqua Alimento di Emergenza* per il circuito secondario. Infatti, in caso di bisogno, non ci si limita ad intervenire solamente sul circuito primario, ma, garan-

tendo la presenza di una portata di acqua alimento nel generatore di vapore, si eleva l'asportazione del calore dal circuito primario, addirittura scaricando il vapore in atmosfera, qualora ciò sia necessario. Infine, siccome è vitale la presenza di energia elettrica per il funzio-

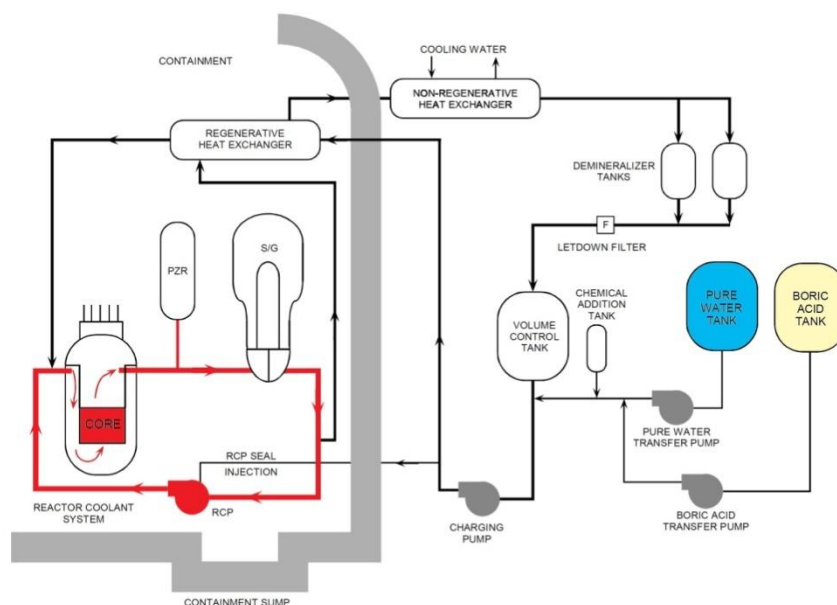


Figura 2.14:  
Schema del sistema di controllo chimico e volumetrico.

namiento delle pompe presenti nei diversi sistemi, sono presenti diversi generatori diesel che devono garantire la fornitura di energia necessaria. In particolare i carichi elettrici collegati ai generatori di emergenza sono quelli essenziali per lo spegnimento sicuro del reattore, la rimozione del calore residuo e la prevenzione del rilascio di radioattività.

Esistono, inoltre, altri sistemi che intervengono automaticamente in caso di incidente. In particolare, si consideri una rottura di una tubazione del circuito primario e la conseguente perdita di refrigerante radioattivo all'interno dell'edificio di contenimento (LOCA – *Loss Of Coolant Accident*). In seguito a questo evento possono intervenire molteplici sistemi di emergenza, quali gli ECCS (*Emergency Core Cooling Systems*), che depressurizzano il circuito primario, e il controllo di pressione del contenimento (*Containment Spray System*).

In particolare, in un impianto PWR, gli ECCS sono composti da quattro sistemi (Figura 2.15):

- l'*High Pressure Injection (or charging) System* (HPIS) e l'*intermediate pressure injection system*, che intervengono

quando la riduzione di pressione nel circuito primario non è eccessiva, per esempio in seguito a una piccola rottura di una tubazione. Essi pompano, usando le pompe del CVCS, acqua borata dal *refueling water storage tank* nel circuito di raffreddamento del reattore;

- l'*Accumulator Injection System*, o *cold leg accumulators*, entra in funzione in caso di rottura di entità maggiore; trattasi di contenitori di acqua borata tenuti sotto un battente di azoto ad una pressione relativamente bassa. In caso la pressione nel circuito primario scenda al di sotto di quella dell'azoto, le val-

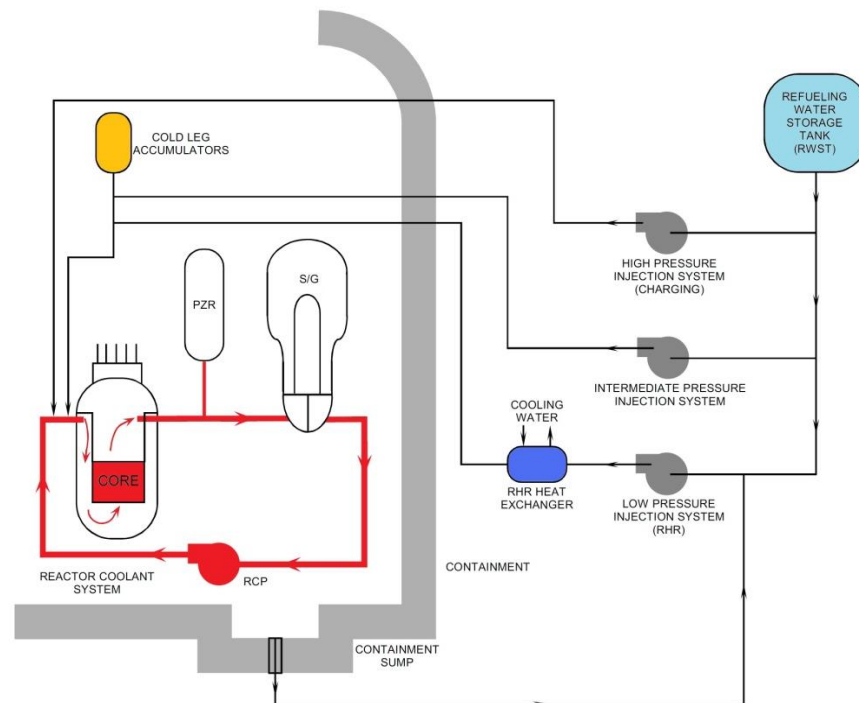


Figura 2.15: Schema degli Emergency Core Cooling Systems.

vole si aprono automaticamente iniettando nel “ramo freddo” del circuito acqua borata fredda. Questo è, quindi, un sistema passivo, in quanto non necessita dell'intervento di pompe azionate elettricamente;

- il *low pressure injection system*, che rimuove il calore residuo. Tale sistema inietta acqua dal *refueling water storage tank* nel sistema di raffreddamento in caso la pressione del refrigerante scenda notevolmente in caso di incidente molto grave. In aggiunta, se l'acqua del serbatoio dovesse terminare è possibile raccogliere parte dell'acqua eventualmente accumulata

sul fondo del contenitore e reintrodurla nel circuito per continuare il raffreddamento a lungo termine del reattore. Inoltre, in caso di perdita di fluido o di vapore radioattivo è fonda-

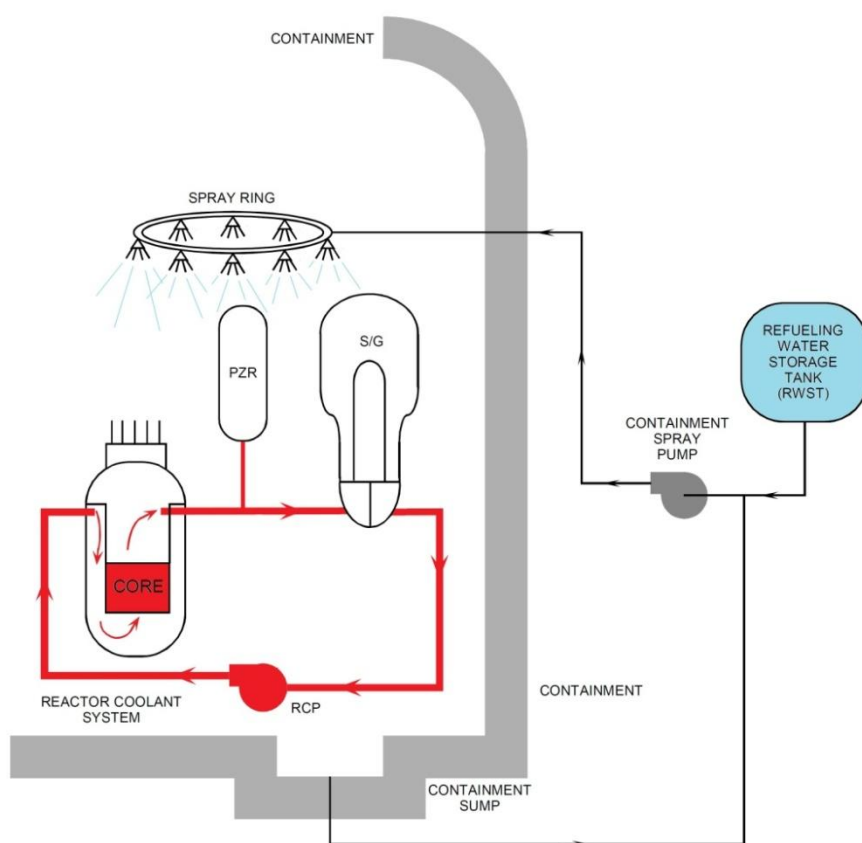


Figura 2.16: Schema del controllo di pressione del contenimento.

mentale il controllo di pressione del contenimento. Infatti in questo caso risulta necessario depressurizzare l'ambiente all'interno del contenitore per evitare che, in caso di rottura, anche del contenimento, parte della radioattività fuoriesca. Tale sistema (Figura 2.16) attinge acqua dal serbatoio e pompa acqua agli spruzzatori al di sopra del reattore, al fine di favorire la condensazione del vapore radioattivo eventualmente presente, il conseguente abbattimento della pressione e la ritenzione dei prodotti di fissione volatili, utilizzando anche appositi ventilatori (USNRC).

Infine, per fronteggiare l'emergenza esistono sistemi complessi di controllo logici che agiscono su valvole di isolamento o di sfioro e attuano, se necessario, l'arresto del reattore e lo scatto della turbina.

## LA GERARCHIA DEL SISTEMA DI CONTROLLO

Gli ultimi sviluppi nel campo della Strumentazione, del Controllo e della Scienza e Tecnologia delle “*Human Machine Interface*” hanno portato ad un’architettura gerarchica dei sistemi di controllo degli impianti industriali. La struttura generale per gli impianti nucleari è schematizzata in Figura 2.17.

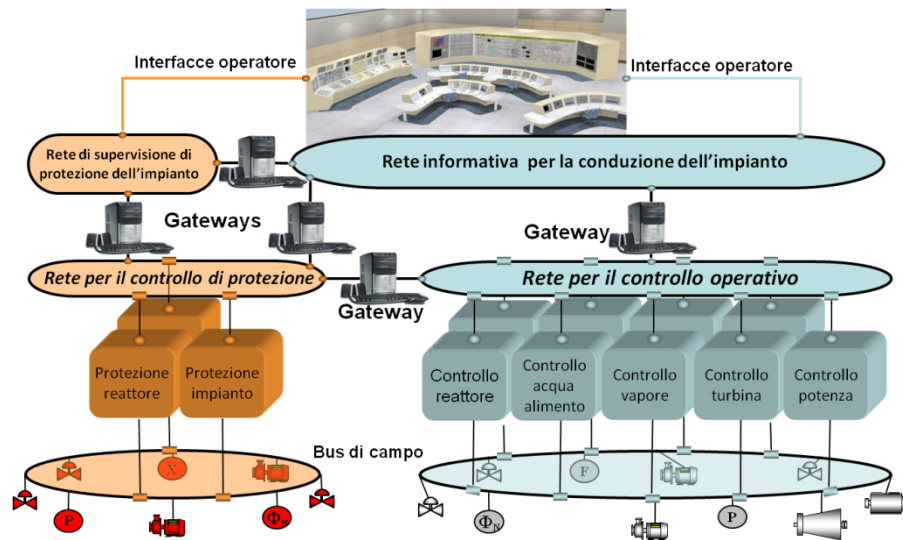


Figura 2.17: Struttura gerarchica del sistema di controllo.

Il diagramma evidenzia due sistemi indipendenti:

- il sistema di sicurezza e protezione dell’impianto, che supervisiona lo stato dell’impianto, rileva incidenti e gestisce i sistemi di protezione *safety-grade* del reattore, quali i sistemi di Rimozione del Calore di Decadimento e i sistemi di protezione di impianto;
- il sistema per il funzionamento dell’impianto, che comprende tutti i controllori in anello aperto e in anello chiuso relativi ai componenti di impianto non *safety-grade* e al controllo di processo durante i transitori operativi. A proposito di questi ultimi, occorre notare che le condizioni di funzionamento dell’impianto dipendono in generale da vari fattori ed eventi, tipicamente dalla connessione con la rete elettrica, che richiede variazioni di potenza e cicli di avviamento e spegnimento (condizioni normali di funzionamento), oppure da eventi non programmati che richiedono specifiche configurazioni di funzionamento per mantenere l’impianto in condizioni



di sicurezza (condizioni di funzionamento anomalo). Il sistema di controllo dell'impianto deve essere in grado di gestire ciascuna delle possibili condizioni; le principali condizioni di funzionamento di riferimento per un progetto preliminare di un sistema di controllo per l'impianto sono le seguenti:

- *funzionamento normale*: condizioni stazionarie a piena potenza, condizioni stazionarie a potenze intermedie, variazioni di potenza (da piena potenza a potenze intermedie), avviamento da caldo, spegnimento;
- *funzionamento anomalo*: "scatto" della turbina a vapore, *load rejection*, spegnimento rapido del reattore.

Infine, i due sistemi di controllo paralleli presenti nell'impianto term nucleare sono articolati ciascuno su quattro livelli.

- Il **livello 0** (*interfaccia di processo*) è quello più vicino al processo ed è costituito dalla strumentazione e dai sensori che consentono di monitorare i parametri di processo.
- Il **livello 1** (*automazione di processo*) è costituito dai sistemi automatici di regolazione dei singoli processi (catene di controllo e attuazione) ed è finalizzato all'assolvimento di quattro diverse funzioni:
  - automazione dei processi in generale;
  - sorveglianza e controllo del reattore;
  - protezione del reattore;
  - automazione delle funzioni di sicurezza.
- Il **livello 2** (*supervisione e controllo*) è costituito dai sistemi di controllo di alto livello e dalle interfacce uomo-macchina (monitor, *software* di controllo, sistemi di azionamento e di intervento) e include le *workstation* e i pannelli collocati nella sala controllo principale, la stazione remota di spegnimento sicuro del reattore, il pannello di controllo delle funzioni di sicurezza, la sala controllo per la manutenzione tecnica e il centro di supporto tecnico.
- Il **livello 3** (*sistemi di direzione aziendale*) consistono in sistemi di gestione di informazioni di impianto.

I sistemi e i componenti che fanno parte dei primi tre livelli di controllo del processo sono sviluppati secondo principi di diversificazione,

ridondanza e separazione delle funzioni e applicando la filosofia della difesa in profondità.

Sono in particolare implementate tre diverse linee di sicurezza:

- il sistema di controllo ha il compito di mantenere i parametri di processo costantemente all'interno dei normali *range* operativi;
- nel caso in cui un parametro esca dal *range* di normalità, i sistemi di limitazione generano azioni appropriate al fine di prevenire la necessità di azioni di protezione;
- in caso di superamento delle soglie di protezione, il sistema di protezione del reattore genera le azioni di sicurezza appropriate.

## Capitolo 3

# Principali Regolazioni dell'Impianto

---

**D**al punto di vista del controllo automatico, il reattore può essere semplicemente considerato una fonte di calore. Tale potenza viene asportata mediante il refrigerante e trasferita attraverso uno scambiatore di calore ad un sistema di turbine, le quali possono essere collegate a qualsiasi altro apparato, come per esempio le eliche di un sottomarino ovvero l'alternatore in una centrale per la generazione di energia elettrica. Tuttavia, i controlli da implementare in un impianto elettronucleare sono numerosi; nel seguito si descriveranno le regolazioni più importanti, quali la regolazione di potenza termica prodotta, la regolazione del livello nel generatore di vapore, la regolazione di pressione e volume nel circuito primario, la regolazione del carico elettrico tramite il controllo della portata di vapore generata, la regolazione frequenza/potenza - fondamentale per collegare il singolo impianto alle rete di distribuzione dell'energia.

### STABILITÀ INTRINSECA DEL REATTORE E DELL'IMPIANTO NUCLEARE PWR

Una caratteristica "affascinante" di un impianto nucleare PWR è la stabilità intrinseca indipendentemente dall'azione dei sistemi di controllo. Come spiegato nel seguito, questa proprietà è applicabile sia al reattore, considerato a sé stante, sia all'intero impianto.

Un aumento della potenza generata induce una diminuzione di reattività della reazione a catena, a causa di due particolari effetti:

- *Effetto del moderatore*: in corrispondenza di un aumento della potenza prodotta, si assiste ad una diminuzione della densità del fluido moderatore e dunque ad una riduzione della reazione di fissione: il numero di neutroni rallentati correttamente dal moderatore si riduce;
- *Effetto del combustibile*: in corrispondenza di un aumento della potenza prodotta e/o della temperatura del combustibile, aumenta la probabilità di cattura di neutroni da parte dell'U-238. La probabilità che l'U-238 generi altri neutroni utili per la reazione a catena è molto bassa alle energie presenti nominalmente nel sistema.

Per quanto riguarda il comportamento dell'impianto nel suo insieme, in corrispondenza – per esempio – di un aumento del carico elettrico si ha una maggior apertura della valvola di ammissione del vapore in turbina (Figura 3.1). La pressione e la temperatura del vapore si abbassano. Da ciò discende un maggior salto di temperatura fra fluido primario e secondario e di conseguenza si ha una maggior quantità di calore scambiato. Il fluido primario tende a raffreddarsi, aumenta la sua densità e pertanto la potenza del reattore sale, come auspicato per mantenere una condizione di funzionamento stabile.

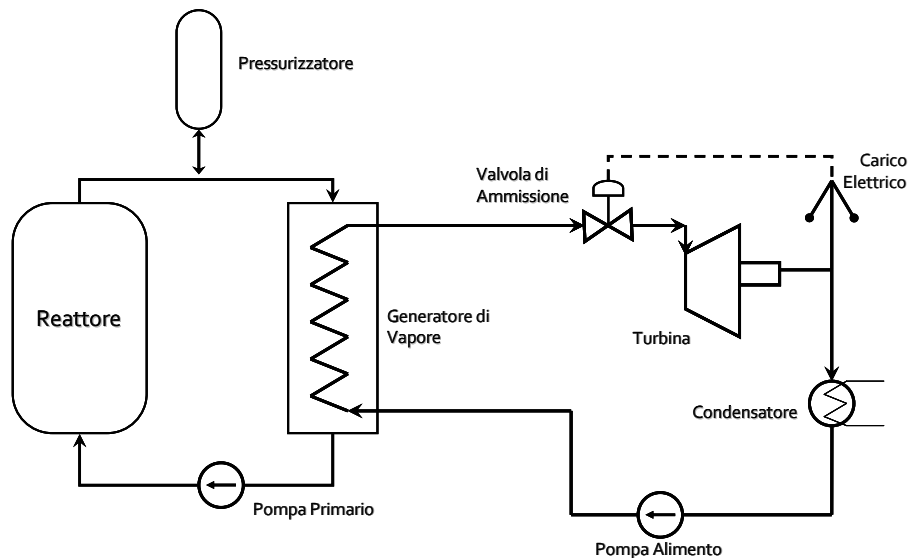


Figura 3.1: Schema Impianto PWR.

Nella realtà la regolazione dell'impianto non si limita al meccanismo intrinseco appena descritto, ma – come si vedrà nei capitoli successivi – si affida ad un sistema di controllo più complesso che varia sia la temperatura del fluido primario (intervenendo sulle barre di control-

lo e quindi sulla potenza generata) sia la pressione del vapore (mediante la valvola di ammissione) al variare del livello di potenza richiesta. Con questa manovra combinata, la differenza media di temperatura fra fluido primario e secondario del generatore di vapore è regolata al valore necessario a trasferire la potenza richiesta in base al carico elettrico (Mazzocchi, 1984). Tale schema di regolazione è, quindi, del tipo *reattore segue*.

## REGOLAZIONE DELLA POTENZA TERMICA GENERATA

Esistono due modalità principali per controllare la potenza termica prodotta (Schultz, 1961):

1. si agisce controllando la posizione delle barre di controllo;
2. si agisce sui parametri caratteristici del fluido refrigerante, quali la temperatura, la pressione e la portata. Infatti, modifiche di tali valori inducono variazioni nella reattività che caratterizza il reattore, variando – come poc’anzi introdotto – la quantità di calore generata.

In questa tesi si considererà la seconda procedura.

Alla luce di ciò risulta fondamentale stabilire quali siano i valori che le variabili di temperatura, pressione e portata devono assumere in relazione alla potenza elettrica richiesta all’impianto PWR.

Per esempio, si può osservare che, con buona approssimazione vale la seguente:

$$P_{W,t} = K \cdot (T_{av} - T_s), \quad (3-1)$$

dove  $P_{W,t}$  è la potenza termica generata,  $K$  è una costante che dipende dallo scambio termico nel generatore di vapore<sup>9</sup>,  $T_{av}$  è la temperatura media del primario, calcolata come media aritmetica fra le temperature del refrigerante in ingresso e in uscita dal reattore, mentre  $T_s$  è la temperatura di saturazione del vapore alla pressione presente nel generatore di vapore.

Dalla formula si nota che:

- man mano che la potenza termica generata diminuisce, la differenza fra le due temperatura tende ad annullarsi ed il valore

---

<sup>9</sup> Il coefficiente  $K$  dipende dalla portata del refrigerante, dalla potenza termica presente, dal livello del GV, ma per semplicità può essere considerato costante.

a cui esse convergono può essere imposto dal sistema di controllo;

- se si conoscono i parametri del circuito primario, sono automaticamente noti quelli del secondario e viceversa. Per esempio, se si desiderasse mantenere la temperatura media del refrigerante costante con la potenza termica generata, sarebbe automaticamente stabilita la temperatura che dovrebbe avere il vapore nel secondario per scambiare la potenza termica prodotta. Allo stesso modo, se si volesse mantenere costante la temperatura del fluido secondario, sarebbe noto, dalla (3-1) l'andamento della temperatura media che dovrebbe avere il primario al variare della potenza.

Alla luce di ciò si individuano due principali modalità per il controllo di un impianto nucleare:

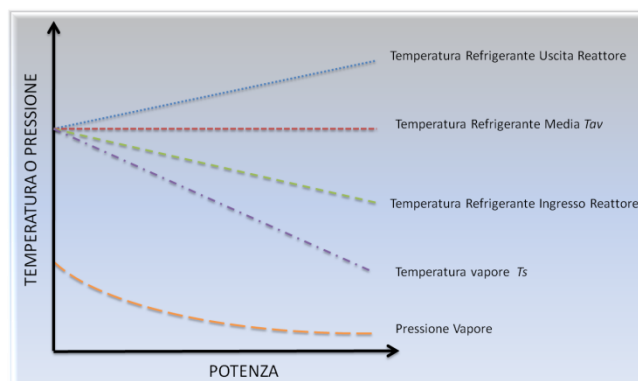
1. mantenere la temperatura media del refrigerante costante con la potenza generata;
2. mantenere la pressione (temperatura di saturazione) del vapore nel generatore di vapore costante con la potenza generata.

Nel proseguo si descriveranno queste due opposte strategie di controllo e successivamente alcune tecniche più complesse che implementano un compromesso fra le due.

### “Constant- $T_{av}$ Program”

Questa strategia di controllo prevede di mantenere la temperatura media del refrigerante costante con la potenza generata, ossia con il carico richiesto (Schultz,1961). In Figura 3.2 sono mostrati gli andamenti tipici di alcune grandezze d'impianto (temperature del refrigerante e del vapore, pressione del vapore) in funzione della potenza.

Figura 3.2: Variazioni di temperature e pressioni significative in un programma di controllo a temperatura media primario costante.



Per comprendere la logica alla base di questa strategia, si consideri, un impianto nucleare PWR in cui non siano trascurabili gli effetti delle

controreazioni dovute al moderatore e all'effetto Doppler. Si supponga, aprendo un po' di più la valvola di turbina, di richiedere all'impianto di produrre più potenza rispetto alla situazione di regime. Ciò provoca un immediato aumento del calore scambiato fra fluido primario e fluido secondario nel generatore di vapore, il quale – grazie all'elevata capacità termica dello scambiatore stesso e del refrigerante – riesce per un breve periodo a supplire alla nuova richiesta di carico. Tuttavia, in seguito, l'aumento di potenza richiesta comporta una riduzione della temperatura media del fluido primario (Figura 3.3). Tale diminuzione contemporaneamente:

- induce una reattività positiva a causa dell'effetto del moderatore<sup>10</sup> ( $|\alpha_c \cdot \Delta T_{av,c}|$ ),
- eleva notevolmente la temperatura del combustibile (il quale non possiede una conducibilità termica infinita).

Ciò fa intervenire anche l'effetto Doppler che riduce l'aumento di reattività dovuto al solo effetto del moderatore ( $-|\alpha_f \cdot \Delta T_f|$ ).

In altre parole, l'aumento di reattività dell'effetto moderatore fa sì che s'introduca maggior potenza termica nel sistema per compensare la richiesta del carico. La nuova situazione di regime sarà quella in cui la reattività globale ( $|\alpha_c \cdot \Delta T_{av,c}| - |\alpha_f \cdot \Delta T_f|$ ) sarà nuovamente nulla.

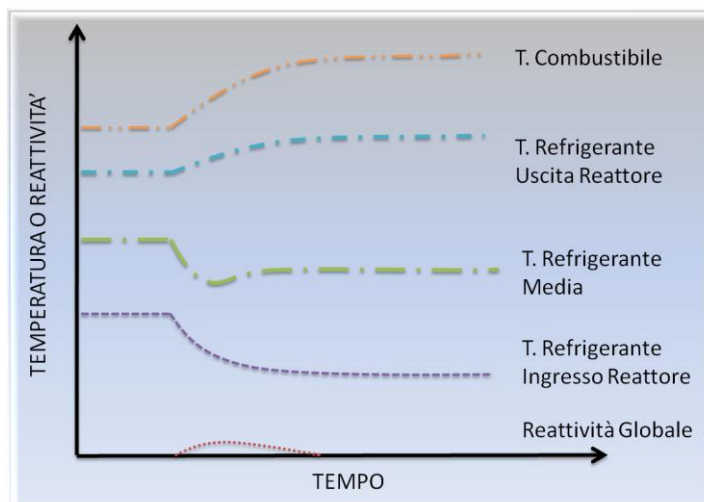


Figura 3.3: Variazione di temperatura e reattività in seguito all'aumento della potenza richiesta dal carico.

Come già accennato, tra le due condizioni di regime, in assenza di controllo, si ha una variazione della temperatura media del refrigerante. Sarà, dunque, necessario, al fine di mantenere costante la

<sup>10</sup> Si veda il paragrafo "Cinetica neutronica" nel capitolo 6.

temperatura media del fluido primario, utilizzare un meccanismo di azione che muova le barre di controllo.

I vantaggi di un programma di controllo a temperatura media primario costante sono molteplici. I principali sono due:

1. trascurando gli effetti dell'invecchiamento del combustibile e della presenza dei veleni, il reattore segue in modo stabile, grazie alle retroazioni negative, ogni variazione di carico operata attraverso la variazione della corsa della valvola di turbina. Perciò è necessario un controllo automatico della temperatura media molto lento, che – per tale ragione – potrebbe essere anche manuale;
2. se la temperatura media del fluido primario rimane costante, il volume del fluido rimane anch'esso costante e perciò è necessario un pressurizzatore dalle dimensioni ridotte.

Lo svantaggio principale di questa strategia di controllo è la notevole variazione della pressione del vapore generato al variare della potenza richiesta: infatti, ciò comporta la presenza di grandi e pesanti tubazioni di collegamento, speciali turbine e pompe.

### “Constant-p Program”

Questa seconda strategia di controllo prevede di mantenere costante la pressione del vapore in tutto il *range* di potenza prodotta (Schultz, 1961). In Figura 3.4 sono presenti gli andamenti delle grandezze più significative di questo programma.

Mantenere costante la pressione del vapore implica la necessità di contrastare la tendenza naturale dell'impianto a mantenere la temperatura media del primario costante a causa delle retroazioni negative dell'effetto moderatore. Ciò comporta un significativo azionamento delle barre di controllo, in termini di variazione di passi e velocità di movimento, rispetto al controllo a temperatura costante.

Inoltre, mantenere costante la temperatura media del primario è utile al funzionamento del circuito primario, mentre mantenere la pressione del vapore è fondamentale per il corretto funzionamento del circuito secondario: infatti, adottare questa strategia implica ampie variazioni nella reattività globale del reattore, nonché ampie variazioni della temperatura media del primario a cui seguono ampie oscillazioni della pressione del refrigerante, le quali devono essere necessariamente compensate dalla presenza di un pressurizzatore dalle



dimensioni più elevate rispetto alla scelta di controllo precedentemente descritta.

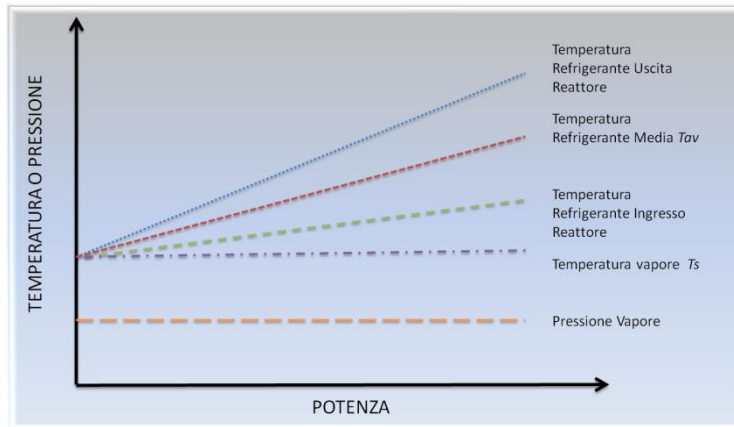


Figura 3.4: Variazioni di temperature e pressioni rilevanti in un programma di controllo a pressione del vapore costante.

### “Compromise Programs”

È evidente che i due approcci al controllo proposti sono due soluzioni antitetiche: esse privilegiano, unicamente, il circuito primario e, alternativamente, il circuito secondario. Perciò, per garantire il corretto funzionamento dell'intero impianto elettronucleare, è indispensabile scegliere un compromesso fra i due.

Ci sono due metodi principali per realizzarlo (Schultz,1961): il primo si basa sulla scelta opportuna dei valori dei *setpoint* di  $T_{av}$  e  $p_{vapore}$  in funzione della potenza richiesta dal carico, il secondo sulle costanti di tempo che caratterizzano i transitori del sistema.

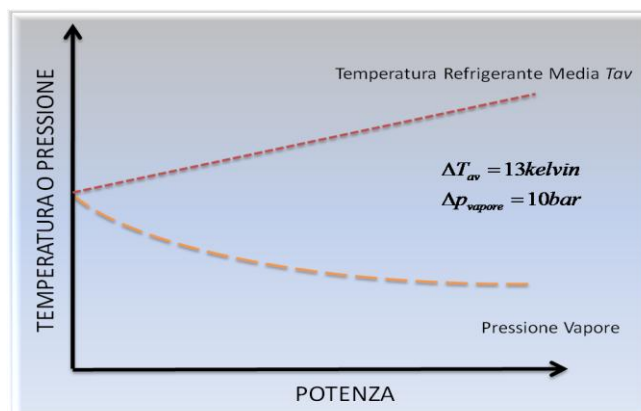


Figura 3.5: Variazioni di temperature e pressioni di riferimento al variare del carico (Schultz,1961).

In Figura 3.5 è mostrato un esempio di progetto in cui si implementa la prima tecnica di compromesso: si sceglie di non mantenere né la temperatura né la pressione costanti con il carico, ma si variano entrambe per cercare di massimizzare i benefici introdotti dalle due tecniche antitetiche mostrate in precedenza. In altre parole, per evitare eccessive variazioni di densità del fluido termovettore, il riferimento di temperatura media primaria è programmato crescente li-

nearmente con il carico, ma con incremento non sufficiente a mantenere costante la pressione del vapore, che pertanto decresce (moderatamente) all'aumentare del carico.

La seconda tecnica di compromesso si basa, invece, sulle costanti di tempo che caratterizzano i transitori delle varie grandezze presenti nel sistema. Si supponga che nell'impianto considerato si sia imposta la strategia a pressione costante e che la velocità del controllore nel generare i segnali di controllo sia limitata. Si supponga che l'impianto si trovi ad un regime di bassa potenza e si apra lentamente (rispetto alla risposta del controllore) la valvola di turbina per aumentare la potenza prodotta. Così facendo, l'impianto è ben controllato e si riesce a mantenere la pressione costante con il carico. Se, invece, si varia la posizione della valvola molto rapidamente, a causa della lentezza dei segnali di controllo, non si generano immediatamente le correzioni opportune per mantenere la pressione costante; comunque, la variazione di richiesta di carico induce una variazione di temperatura media primario che quindi provocherà una variazione di reattività, la quale tenderà a riportare la temperatura del refrigerante al valore di equilibrio precedente. In altre parole, l'impianto si comporterà come se non ci fosse il controllore, stabilizzandosi solamente grazie all'effetto della retroazione negativa interna dovuta all'effetto moderatore: esso si comporterà, per brevi istanti, come se ci fosse un controllo che tende a mantenere la temperatura media primario costante. Infine, dopo il ritardo del controllore, il sistema ritornerà ad avere in ingresso le variabili di controllo imposte dal controllore di pressione, che lentamente riporteranno la pressione ad essere costante. Ciò consente di avere i vantaggi di entrambe le soluzioni.

Nell'impianto considerato si è preferito agire variando i valori di riferimento seguendo il primo metodo di compromesso presentato in questo paragrafo.

## REGOLAZIONE DI PRESSIONE E VOLUME NEL CIRCUITO PRIMARIO

Le variazioni di densità del fluido primario causano variazioni nel volume occupato dal fluido stesso e, di conseguenza, variazioni della pressione e del livello nel pressurizzatore.

Per controllare la pressione, si agisce sulle valvole di spruzzo, su quelle di sfioro e sui riscaldatori all'interno del pressurizzatore. Il livello, a

sua volta, è controllato dal sistema di controllo chimico e del volume mediante la valvola di efflusso e la pompa di ricarica. Attraverso la valvola di efflusso si ha una continua portata di fluido primario per il controllo della concentrazione dell'acido borico. Variando il numero di giri della pompa di ricarica si stabilisce la differenza tra portata di ricarica e portata di efflusso che controlla la massa di fluido nel circuito primario e quindi il livello nel pressurizzatore.

Per ridurre gli interventi dei dispositivi di controllo, il livello di riferimento per il pressurizzatore è una funzione crescente della temperatura media; in questo modo si evita di rimuovere acqua dal circuito primario quando il carico di regime aumenta e di reintegrarla quando esso diminuisce. Inoltre, il livello è mantenuto all'interno di una banda tale da assicurare da un lato un livello minimo, accettabile per l'integrità dei riscaldatori, e dall'altro un volume di vapore sufficiente per assorbire le variazioni di pressione (Magnani, Marocchi, 1978).

## REGOLAZIONE DEL LIVELLO NEL GENERATORE DI VAPORE

Per controllare il livello dell'acqua nel generatore di vapore si agisce sulla portata d'acqua alimento. Tale controllo è importante ai fini del corretto funzionamento e della sicurezza dell'intero impianto:

- un livello troppo basso non garantisce un margine ragionevole contro lo svuotamento del generatore di vapore a causa di un malfunzionamento del sistema di alimentazione. La conseguente perdita di capacità di asportare calore dal circuito primario mette in pericolo il nocciolo anche a reattore spento, per via del calore di decadimento radioattivo generato dai prodotti di fissione (che, alcune ore dopo lo spegnimento del reattore, rappresenta ancora qualche percento della potenza massima);
- un livello troppo alto, impedisce il corretto funzionamento dei separatori di miscela nel duomo, aumentando, così notevolmente, il contenuto di umidità del vapore con conseguenti gravi danni per le linee del vapore e per la turbina.

Poiché il volume di vapore contenuto nella regione di salita è funzione del carico, al fine di evitare rilevanti variazioni della massa d'acqua contenuta nel generatore, il riferimento del livello si adotta crescente linearmente con il carico (Magnani, Marocchi, 1978).

## REGOLAZIONE DELLA PRESSIONE DEL VAPORE NEL GENERATORE DI VAPORE

Nel circuito secondario esiste anche un sistema di controllo per lo scarico del vapore. Sulle linee vapore sono disposte opportune valvole che consentono di scaricare il vapore nel condensatore, sorpassando la turbina (*bypass* della turbina), o direttamente nell'atmosfera. La presenza di tali valvole è fondamentale, ad esempio, per evitare lo scatto del reattore, in caso di improvvise e rilevanti riduzioni di carico. Inoltre i *bypass* rimuovono l'energia presente nel circuito primario ed il calore residuo in seguito ad uno spegnimento del reattore, consentendo così il controllo della temperatura media primaria e della pressione nei generatori di vapore, in assenza di carico (Magnani, Marcocci, 1978).

## REGOLAZIONE FREQUENZA/POTENZA

Il sistema elettrico è una rete in cui, per ogni istante di tempo, la potenza prodotta dagli impianti di generazione deve essere pari a quella assorbita dai diversi carichi. Se, per varie ragioni, ciò non si verificata, gli sbilanciamenti di potenza si riversano sulle macchine rotanti delle centrali (turbine ad alternatori) variandone l'energia cinetica. Esse, per compensare le variazioni di carico, mutano la velocità di rotazione, variando, contemporaneamente, la frequenza della tensione e della corrente generata. Se tali variazioni superano certi limiti, esse possono creare notevoli danni alle diverse tipologie di carichi elettrici e di generatori. In generale, infatti, il funzionamento di molte apparecchiature elettriche è garantito solo entro un ristretto intervallo attorno alla frequenza nominale (50Hz, in Europa). I *range* di frequenza, entro cui gli impianti di produzione si devono mantenere, sono fissati dal Gestore della Rete<sup>11</sup> seguendo sia le linee guida europee<sup>12</sup>

---

<sup>11</sup> In Italia, il Gestore della rete è TERNA – Rete Elettrica Nazionale S.p.A. Terna ha il compito di gestire la distribuzione dell'energia elettrica, garantendo la qualità del servizio in termini di soddisfacimento delle richieste di energia e in termini di sicurezza. Le regole che un impianto di produzione deve rispettare sono redatte nel Codice di Rete, sempre aggiornato nel sito Internet (<http://www.terna.it/>) dell'azienda.

<sup>12</sup> In Europa è presente un'associazione, formata da tutti i Gestori di Rete nazionali, la *Union for the Co-ordination of Transmission of Electricity* (UCTE), che dal luglio

sia le normative CEI vigenti in quest'ambito. Inoltre, per garantire la stabilità dell'intero sistema elettrico, sono previsti tre livelli di regolazione; essi saranno sinteticamente descritti nel seguito.

Come già osservato, in seguito ad uno squilibrio tra generazione e fabbisogno di potenza, si verifica una variazione di frequenza rispetto al valore nominale di 50Hz. Nei secondi successivi alla variazione di frequenza, i regolatori di velocità dei motori primi delle unità di produzione agiscono automaticamente, ed in maniera autonoma l'uno dall'altro, al fine di ristabilire l'equilibrio tra la potenza generata ed il fabbisogno (**Regolazione Primaria della velocità**). L'azione dei regolatori permette di contenere la variazione di frequenza, ma non ne ripristina il valore nominale.

Nel caso di un transitorio di sotto-frequenza, la potenza complessiva immessa in rete dalle unità di produzione in esercizio sarà aumentata. Affinché ciò sia possibile, è necessario che tali unità dispongano di un margine di potenza tra il punto di funzionamento e la potenza massima. Questa potenza è denominata *riserva di regolazione primaria* o *banda di regolazione primaria*. La somma delle riserve di regolazione primarie di tutte le unità di produzione in esercizio costituisce la riserva primaria del Sistema Elettrico Nazionale. Analoghe considerazioni possono essere svolte in caso di un transitorio di sovralfrequenza. Tuttavia, in questo caso, la riserva di regolazione primaria è data dal margine di potenza tra il punto di funzionamento e la potenza corrispondente a quella di minimo tecnico dichiarata per ogni impianto. Per il cosiddetto Principio di Solidarietà, il contributo in potenza che ogni Area di Controllo<sup>13</sup> deve fornire per la costituzione della riserva primaria di tutta la rete interconnessa è definito in base ad un Coefficiente di Partecipazione della singola Area, assegnato annualmente dall'UCTE e che ogni Gestore di sistema elettrico di trasmissione è chiamato a rispettare. Al ristabilimento dell'equilibrio delle potenze generate ed assorbite, il sistema elettrico si trova ad operare in una nuova condizione di regime, in cui la frequenza ha un valore diverso da quello nominale e gli scambi di potenza tra le varie

---

2009 è divenuta *European network of transmission system operators for electricity* (ENTSO-E). Essa ha il compito di garantire la sicurezza e l'esercizio coordinato del sistema elettrico interconnesso dell'intera Europa.

<sup>13</sup> Le Aree di Controllo sono state definite dall'UCTE e sono un'area geografica, i cui confini sono fisicamente demarcati dai sensori di potenza ed energia scambiata con la restante parte della rete interconnessa (Glossario del Codice di Rete, 2011).

Aree di Controllo sono diversi dai valori programmati. Per ristabilire sia il valore nominale della frequenza sia i valori di potenza di scambio programmati, è stata istituita una ulteriore regolazione, denominata **Regolazione Secondaria** o **Regolazione Frequenza-Potenza**, che deve intervenire con tempi più lenti, dell'ordine delle diverse decine di secondi. Anche questa regolazione agisce su un margine di potenza dedicato, denominato *riserva o banda secondaria*, resa disponibile dalle unità di produzione in servizio e la cui entità è stabilita da TERNA, sempre in ottemperanza alle raccomandazioni definite dall'UCTE. Nel caso di utilizzo permanente della banda di regolazione secondaria, TERNA può ripristinare una quota del margine di potenza destinato a questa regolazione utilizzando un'ulteriore potenza disponibile definita *Riserva di Regolazione Terziaria* (tratto dal Codice di Rete, 2011).

## Regolazione Primaria

Il servizio di regolazione primaria è obbligatorio per tutte le unità di produzione (UP) con potenza efficiente<sup>14</sup> non inferiore a 10 MW, ad eccezione di quelle alimentate da fonti rinnovabili non programmabili. Ogni UP che partecipa alla regolazione primaria della frequenza deve essere dotata di un regolatore di velocità che deve essere:

- sempre in automatico;
- che deve essere in grado di garantire un funzionamento stabile del gruppo sia nell'esercizio in parallelo con la Rete che in condizioni di rete isolata;
- che deve garantire le seguenti prestazioni minime (Codice di Rete, 2011):
  - precisione della misura di velocità migliore dello 0.02% in qualsiasi condizione di funzionamento;
  - insensibilità del regolatore di velocità<sup>15</sup>, esclusa la parte di misura, non superiore a  $\pm 10$  mHz;
  - capacità di far funzionare l'UP in modo stabile a tempo indefinito, con qualunque grado di statismo<sup>16</sup> impostabile tra 2 e

---

<sup>14</sup> La Potenza Efficiente è la potenza attiva massima di un impianto di produzione che può essere erogata con continuità (Codice di Rete, 2011).

<sup>15</sup> L'insensibilità del regolatore è l'intervallo di frequenza entro il quale, a causa dei propri limiti di prestazione, il regolatore non agisce. La zona d'insensibilità è centrata attorno alla frequenza misurata e comprende l'errore del canale di misura e di attuazione del regolatore di velocità (Codice di Rete, 2011).

8%, per qualunque punto di lavoro corrispondente alle frequenze comprese fra 47.5Hz e 51.5Hz e con qualunque carico compreso fra il minimo tecnico e la potenza massima generabile dal gruppo.

Per ogni UP, inoltre, è possibile definire un campo di funzionamento ammissibile che tenga conto della banda di regolazione primaria ( $\pm 1.5\%$  della potenza efficace).

A tal proposito si definiscono gli estremi dell'intervallo come<sup>17</sup>:

- $P_{\min} = P_{\min\text{ erogabile}} + 1.5\% P_{\text{eff}}$  ;
- $P_{\max} = P_{\max\text{ erogabile}} - 1.5\% P_{\text{eff}}$  .

In condizioni normali di esercizio la frequenza è compresa fra 49.9Hz e 50.1Hz e per potenze generate comprese tra la potenza minima e massima erogabili, ogni UP deve erogare una quota  $\Delta P_e$  della banda di riserva primaria disponibile tenendo conto dell'entità della variazione di frequenza  $\Delta f$  e del grado di statismo permanente  $\sigma_p$  impostato nel regolatore, secondo la relazione:

$$\Delta P_e = -\left(\frac{\Delta f}{50}\right) \cdot \frac{P_{\text{eff}}}{\sigma_p} \cdot 100. \quad (3-2)$$

Le modalità di erogazione del contributo di regolazione primaria devono rispettare le seguenti prescrizioni:

- entro 15 secondi dall'inizio della variazione di frequenza deve essere erogata almeno metà della  $\Delta P_e$  richiesta;
- entro 30 secondi dall'inizio della variazione di frequenza deve essere erogata tutta la  $\Delta P_e$  richiesta;
- trascorsi 30 secondi dall'inizio della variazione di frequenza, e se lo scarto di frequenza persiste, tutte le UP regolanti devono continuare ad aumentare, o diminuire, la potenza erogata in funzione dell'errore di frequenza.

<sup>16</sup> Si definisce statismo il rapporto tra la variazione della frequenza,  $\Delta f$ , espressa per unità della frequenza nominale (50 Hz), e la corrispondente variazione della potenza elettrica,  $\Delta P_e$ , misurata a regime e calcolata per unità della potenza efficiente del gruppo,  $P_{\text{eff}}$ , conseguente all'azione del regolatore di velocità (Codice di Rete, 2011). A transitorio di regolazione esaurito, si definisce il grado di **statismo permanente** come:

$$\sigma_p = \frac{\Delta f / 50}{\Delta P_e / P_{\text{eff}}}$$

<sup>17</sup> Tali valori non valgono per reti isolate, quali quelle della Sicilia e della Sardegna (Codice di Rete, 2011).

Non è consentita nessuna limitazione di ampiezza e di gradiente alla fornitura della riserva primaria; una volta attuata la variazione di potenza  $\Delta P_e$  richiesta dalla regolazione primaria, l'UP deve essere in grado di continuare ad erogare stabilmente il nuovo valore di potenza risultante per almeno 15 minuti consecutivi, se non intervengono ulteriori variazioni di frequenza.

In condizioni di emergenza si ha un deficit/surplus di potenza prodotta rispetto al fabbisogno, non compensato dai sistemi di regolazione della generazione. Ciò ha come effetto immediato una diminuzione/aumento della frequenza, che risulta compresa fra 47.5Hz e 51.5Hz (Puglisi, 2008). In questa situazione e per potenze generate comprese tra la potenza massima e minima erogabili, la quota  $\Delta P_e$  della banda di riserva primaria disponibile è stabilita dalla stessa relazione valida per le condizioni normali di esercizio. Pertanto, ogni UP deve erogare, se richiesto dall'entità della variazione, tutto il margine di potenza disponibile fino al raggiungimento di uno dei limiti operativi di massima o minima potenza, dichiarati nel RUP<sup>18</sup> per quell'impianto.

La citata variazione di potenza deve essere erogata con il massimo gradiente tollerabile per il funzionamento continuativo dell'impianto. Tale gradiente deve essere significativamente superiore al 3% al minuto della  $P_{eff}$  dell'unità di produzione. Per un impianto nucleare ad acqua leggera, il gradiente è del 20% (Grid Requirements, 2001).

## Regolazione Secondaria

A seguito dell'intervento della regolazione primaria, permangono scostamenti della frequenza nominale e della potenza di scambio tra Aree di Controllo rispetto ai valori programmati. Ciò rende indispensabile ricorrere alla regolazione secondaria, gestita da un Regolatore di Rete centralizzato, che agisce con una costante di tempo superiore a quella della regolazione primaria per non interferire con essa. Tale Regolatore di Rete, schematizzabile con un integratore, elabora un segnale di livello di regolazione (tale segnale è una potenza richiesta

---

<sup>18</sup> RUP, Registro delle Unità di Produzione è l'archivio, tenuto dal Gestore, contenente l'anagrafica, i parametri tecnici e le abilitazioni alla partecipazione ai differenti mercati delle unità di produzione (Codice di Rete, 2011).



alla UP) che agisce sui regolatori di velocità delle singole UP che si sono rese disponibili al servizio di regolazione secondaria.

Oltre al mantenimento della frequenza di programma, al Regolatore di Rete è affidato il compito di mantenere, istante per istante, al valore concordato la potenza scambiata con le reti interconnesse, ad esempio le reti di altri Paesi. Gli impianti nucleari di produzione abilitati alla fornitura di questo servizio devono rendere disponibile una riserva secondaria di potenza non inferiore al  $\pm 10\%$  della potenza massima (Grid Requirements, 2001). In definitiva, le UP che partecipano alla regolazione secondaria di frequenza/potenza devono rendere disponibile una riserva di regolazione totale data dalla somma della riserva primaria e secondaria. Inoltre, per l'erogazione della riserva secondaria, il gradiente di variazione di potenza deve essere non inferiore alla velocità di variazione del segnale di livello di teleregolazione. Tale velocità di variazione è comunicata da TERNA ed è funzione della costante di tempo integrale  $T$  impostata nel *Regolatore di Rete*<sup>19</sup>. Tipicamente, tali valori sono compresi fra il  $\pm 1\%$  e il  $\pm 5\%$  della potenza massima al minuto (Grid Requirements, 2001). Infine, la riserva secondaria richiesta deve poter essere erogata con continuità per un tempo massimo non inferiore a 2 ore (Codice di Rete, 2011).

## Regolazione Terziaria

La regolazione terziaria, a differenza delle precedenti, viene eseguita su richiesta di TERNA, che impartisce disposizioni di esercizio come l'entrata in servizio di UP di riserva o la variazione della potenza prodotta da UP già in servizio (Codice di Rete, 2011).

Generalmente tale regolazione ha il compito di ripristinare la riserva di regolazione secondaria dei gruppi ed agisce in una scala temporale dell'ordine delle decine di minuti (Puglisi, 2008).

## Regolazione Integrale Locale di Frequenza (di Isola)

Nei casi in cui la rete elettrica di connessione sia isolata a seguito di una separazione di rete, e, pertanto, non sia possibile la regolazione secondaria centralizzata, la funzione Integrale Locale di Frequenza

---

<sup>19</sup> Per il Regolatore di Rete, ogni UP è modellata da una funzione di trasferimento del prim'ordine, caratterizzata da un guadagno statico e da una costante di tempo  $T$  che determina la durata del transitorio.

(ILF) concorre al ripristino della frequenza nominale adeguando la potenza prodotta dall'UP fino, se necessario, al valore di potenza massima o minima dichiarata nel RUP.

TERNA richiede di attivare la regolazione ILF per tutte le UP, in accordo al seguente schema di funzionamento:

- attivazione per un errore di frequenza maggiore di  $\pm 0.3\text{Hz}$ ;
- inibizione per un errore di frequenza minore di  $\pm 0.1\text{Hz}$ , per evitare che i regolatori integrali delle unità connesse alla rete si influenzino reciprocamente;
- gradiente di variazione di carico non inferiore a quello dichiarato in RUP statico.

La Regolazione con ILF esegue un by-pass della regolazione secondaria, si affianca alla regolazione primaria, che contemporaneamente deve continuare a lavorare in automatico senza essere bloccata (tratto dal Codice di Rete, 2011, pagine 16-17 dell'allegato A15).

Le caratteristiche dell'ILF sono, in genere, analoghe a quelle della regolazione secondaria frequenza/potenza e la sua attivazione prevede l'inserimento di un regolatore integrale il cui tempo di integrazione deve essere inversamente proporzionale all'errore di frequenza (Puglisi, 2008). Il gradiente massimo di erogazione della potenza, calcolato sommando il gradiente dell'ILF e quello del regolatore di velocità, deve essere quello massimo sostenibile dall'impianto e fissato in modo tale da evitare eventuali scatti o funzionamento instabile dell'UP. Solamente nel caso di funzionamento instabile dell'UP, è possibile bloccare il regolatore di velocità, congelando il valore della partecipazione del regolatore di velocità all'ultimo valore raggiunto; in tal caso, il gradiente massimo coincide con quello della sola funzione ILF. L'azione dell'ILF si disinserisce, senza *resettare* l'integratore, quando la variazione di frequenza rientra nei limiti di  $\pm 0,1\text{Hz}$ . Successivamente alla prima inserzione è sufficiente superare il limite di variazione di  $\pm 0.1$  affinché si attivi nuovamente l'ILF. L'esclusione definitiva è affidata all'operatore della sala manovra (o centro di conduzione) con un comando manuale quando, su indicazioni di TERNA, è ripristinato uno stato di funzionamento normale per il sistema elettrico. TERNA accetta anche un ripristino automatico dopo 5 minuti che la frequenza è rientrata nel range  $\pm 0.03\text{Hz}$  attorno al valore nominale (Codice di Rete, 2011). Un impianto nucleare deve essere in grado di mantenere il funzionamento in isola di carico per un minimo di 2 ore (Grid Requirements, 2001).

## Capitolo 4

# Analisi RGA e Tecniche di Controllo

---

**D**ato un sistema multivariabile, quale l'impianto nucleare considerato, è possibile valutare quantitativamente il grado di accoppiamento presente fra ingressi ed uscite. Ciò è possibile attraverso uno strumento analitico molto efficace, noto come *Relative Gain Array* (RGA). Nella prima parte di questo capitolo, si introduce tale strumento riportando anche i criteri principali che si utilizzano per progettare il controllore a partire dall'analisi RGA del sistema da controllare.

Nella seconda parte, invece, si affronta dal punto di vista teorico la problematica del controllo automatico di un impianto. Tradizionalmente, infatti, i controllori per gli impianti industriali sono progettati con metodi che considerano solamente un ingresso ed un'uscita alla volta, trattando, cioè, ogni anello di controllo in maniera indipendente. Le interazioni sono successivamente trattate empiricamente, per mezzo delle simulazioni che consentono di aggiustare la taratura originaria dei parametri dei diversi controllori. Inoltre, nella pratica industriale, è largamente diffuso il controllore Proporzionale Integrale

(PI) coadiuvato da opportune azioni di *feed-forward*, per velocizzare il raggiungimento dei valori di riferimento cui si vorrebbe tendessero le variabili controllate. In seguito, si riporta brevemente la definizione di questi controllori, prima di focalizzare l'attenzione su una tecnica innovativa di controllo multivariabile, nota come "*H<sub>∞</sub> loop shaping*". Le tecniche moderne di controllo multivariabile permettono di considerare l'impianto nella sua globalità, già in fase di progetto del controllore, con, cioè, tutte le interazioni presenti. Ciò permette di ottimizzare la fase di progettazione e, sperabilmente, di migliorare il comportamento dell'impianto controllato.

## "RELATIVE GAIN ARRAY" (RGA)

Si consideri un sistema dinamico lineare tempo invariante, per semplicità di dimensione  $n \times n$ , ossia ad  $n$  ingressi ed  $n$  uscite. Si esamini il problema di controllare l' $i$ -esima uscita con il  $j$ -esimo ingresso.

Siano:

- $g_{ij}$  la funzione di trasferimento del processo tra il  $j$ -esimo ingresso e l' $i$ -esima uscita quando tutti gli altri anelli sono aperti, cioè quando gli altri ingressi possono essere considerati costanti, ovvero nulli;
- $\hat{g}_{ij}$  la funzione di trasferimento del processo tra il  $j$ -esimo ingresso e l' $i$ -esima uscita quando tutti gli altri anelli sono chiusi, con tutte le altre uscite considerate perfettamente controllate, cioè costanti, ovvero nulle.

Si definisce RGA (Skogestad, Postlethwaite, 2005) la matrice il cui elemento  $(i,j)$  è dato da:

$$\lambda_{ij} = \frac{g_{ij}}{\hat{g}_{ij}}, \quad (4-1)$$

ossia in termini matriciali:

$$RGA(G) = G(s) \times [G^{-1}(s)]^T, \quad (4-2)$$

dove  $\times$  indica la moltiplicazione elemento per elemento<sup>20</sup>.

<sup>20</sup> Con MatLab si usa l'istruzione  $R = \text{inv}(G') .* G$  se la matrice è quadrata, altrimenti  $R = \text{pinv}(G') .* G$  se la matrice non è quadrata.

Si consideri ad esempio un sistema 2 x 2 (Figura 4.1):

$$\begin{aligned} y_1 &= G_{11}(s)u_1 + G_{12}(s)u_2 \\ y_2 &= G_{21}(s)u_1 + G_{22}(s)u_2. \end{aligned} \quad (4-3)$$

Calcolare  $g_{11}$  significa trovare quanto vale  $y_1$  se si varia  $u_1$  mantenendo  $u_2$  nullo:  $g_{11} = \frac{y_1}{u_1} = G_{11}$ .

Calcolare  $\hat{g}_{11}$  significa ricavare quanto vale  $y_1$  se si varia  $u_1$  mantenendo  $y_2$  nullo:  $u_2 = -\frac{G_{21}}{G_{22}}u_1$  e quindi  $\hat{g}_{11} = \frac{y_1}{u_1} = \left( G_{11} - \frac{G_{12}G_{21}}{G_{22}} \right)$ .

Pertanto,  $\lambda_{11} = \frac{1}{1 - \frac{G_{21}G_{21}}{G_{11}G_{22}}}$ .

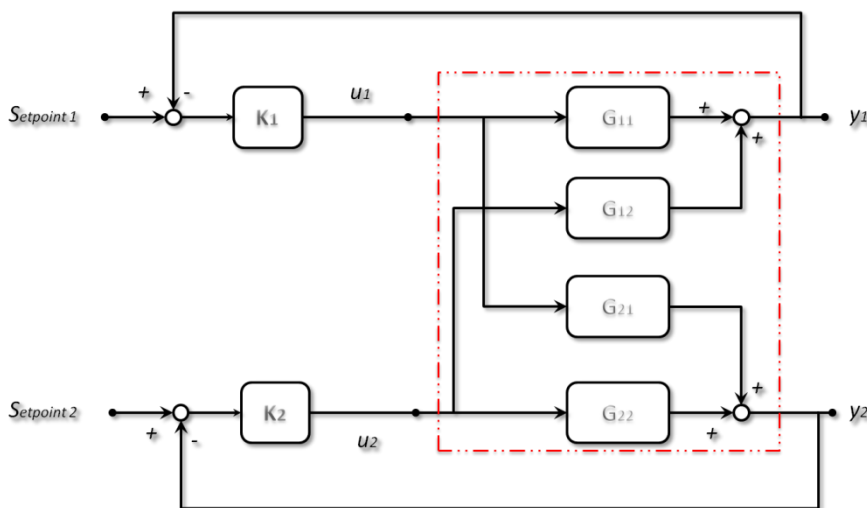


Figura 4.1: Schema a blocchi di un sistema 2 x2 in cui sono presenti i due controllori SISO attraverso cui si controlla l'impianto in modo decentralizzato.

L'analisi degli elementi della RGA è molto utile ai fini del progetto del controllore perché consente di evidenziare gli accoppiamenti presenti fra le uscite e gli ingressi. Ad esempio, dalla (4-2) appare che un valore di  $\lambda_{ij}$  prossimo a 1 indica che la funzione di trasferimento tra  $u_j$  e  $y_i$  non è influenzata dalla chiusura di altri anelli di retroazione.

Più precisamente se:

- $|\lambda_{ij}| = 1$ , il guadagno ad anello aperto (alla frequenza in cui si calcola la RGA) è identico a quello ad anello chiuso. Gli accoppiamenti delle variabili non influenzano la coppia  $(u_j, y_i)$ .

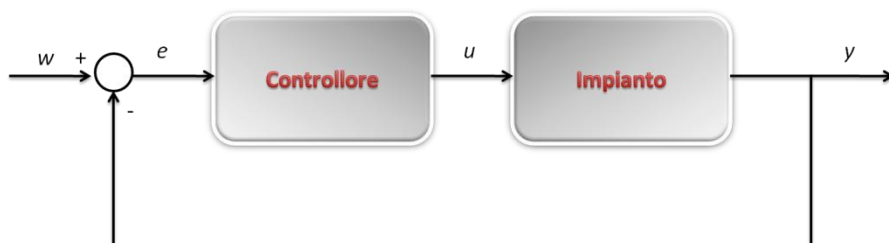
- $|\lambda_{ij}|=0$ , il guadagno ad anello aperto (alla frequenza in cui si calcola la RGA) è nullo.  $u_j$  non agisce su  $y_i$ .
- $0 < |\lambda_{ij}| < 1$ , le interazioni dovute alla chiusura degli anelli di controllo delle altre variabili influenzano il comportamento della coppia  $(u_j, y_i)$ . Il caso peggiore, in cui – cioè – le interazioni sono massime è avere  $\lambda_{ij} = 0.5$ : infatti, in questo caso, le mutue influenze sono distribuite su tutte le coppie  $(u_j, y_i)$ .
- $|\lambda_{ij}| \gg 1$ , si ha molta interazione e il guadagno fra  $y_i$  e  $u_j$  viene elevato a causa della chiusura degli altri anelli.
- $Re[\lambda_{ij}] < 0$ , si ha interazione e il guadagno fra  $y_i$  e  $u_j$  viene cambiato di segno.

Da quest'analisi, emerge che, se si intende adottare un approccio decentralizzato per il controllo - cioè mediante controllori SISO, è preferibile accoppiare le variabili per cui  $\lambda_{ij}$  è vicina a 1 evitando quelle coppie per cui  $Re[\lambda_{ij}] < 0$  o  $|\lambda_{ij}| = 0$  (Skogestad, Postlethwaite, 2005).

## CONTROLLORI PROPORZIONALI ED INTEGRALI (PI)

Si consideri la Figura 4.2: in generale, lo scopo del controllore è quello di far assumere alla variabile  $y$  il valore di riferimento  $w$  attraverso un opportuno segnale  $u$  che agisce direttamente sull'impianto, rendendo sempre più piccolo il segnale errore  $e$ , che è definito come la differenza fra uscita desiderata e uscita misurata.

Figura 4.2: Schema a blocchi controllore e impianto



In particolare, la struttura di un controllore PI deriva da considerazioni empiriche, in base alle quali la variabile di controllo  $u$  viene costruita come somma di due contributi:

1. uno proporzionale all'errore  $e$ , tramite la *costante dell'azione proporzionale*  $K_P$ ;

2. uno proporzionale all'integrale nel tempo dell'errore  $e$ , tramite la *costante dell'azione integrale*  $K_I$ . Quest'azione, proporzionale, di fatto, al valor medio dell'errore, garantisce che, a fronte di segnali di riferimento costanti, l'errore stesso sia asintoticamente nullo (Bolzern, Scattolini, Schiavoni, 1998).

È possibile scrivere, quindi, la variabile di controllo come

$$u(t) = K_p \cdot e(t) + K_I \int_{t_0}^t e(\tau) d\tau, \quad (4-4)$$

e, in termini di trasformata di Laplace, come

$$\begin{aligned} u(s) &= \left( K_p + \frac{K_I}{s} \right) \cdot e(s) = \\ &= K_p \cdot \left( 1 + \frac{1}{T_I \cdot s} \right) \cdot e(s) = K_p \cdot \left( \frac{1 + T_I \cdot s}{T_I \cdot s} \right) \cdot e(s), \end{aligned} \quad (4-5)$$

in cui si è supposto  $t_0$  pari a zero e si è introdotto il cosiddetto *Tempo Integrale*  $T_I$  pari al rapporto delle costanti dell'azione proporzionale e di quella integrale. Fondamentale risulta, in definitiva, dal punto di vista del progettista, la scelta dei due parametri  $K_p$  e  $T_I$ .

Generalmente, in questa tesi, la scelta del tempo integrale è inerente la stabilità (asintotica) del sistema ad anello chiuso, quest'ultima valutata secondo il noto criterio di Bode; la scelta della costante dell'azione proporzionale è legata, invece, alle prestazioni richieste al controllore in termini di velocità nel raggiungere il regime desiderato, in relazione ai vincoli che le variabili di controllo presentano nell'impianto PWR considerato, e, dunque, in riferimento alle sollecitazioni che le varie parti dell'impianto possono sopportare.

## AZIONI DI FEED-FORWARD

La caratteristica principale del controllo in retroazione è quella di intervenire solamente dopo la comparsa di un errore. Spesso ciò è una limitazione, soprattutto per mantenere l'errore di regolazione all'interno di certi limiti richiesti nel caso in cui siano presenti disturbi ampi e veloci. Se il disturbo in questione è misurabile, è possibile introdurre un'azione di controllo in andata, dipendente da tale misura, per cercare di minimizzarne l'effetto. Quest'azione, da un lato è predittiva, cioè interviene al manifestarsi della causa (il disturbo) e non del suo effetto (l'errore), dall'altro la sua implementazione dipende notevolmente dall'impianto/modello specifico (Magnani, Ferretti,

Rocco, 2007). Per esempio in un impianto nucleare, il disturbo è la variazione di richiesta di potenza elettrica e l'azione di andata (*feed-forward*) agisce in modo tale da modificare i passi delle barre imposti dal controllore in retroazione.

## CONTROLLO $H_\infty$ CON PROCEDURA DI *LOOP SHAPING*

Questa tecnica di controllo relativamente recente è basata sul metodo di ottimizzazione  $H_\infty$  e su una particolare procedura di *shaping* delle funzioni di trasferimento che descrivono il comportamento dell'impianto considerato nella sua globalità (sistema MIMO *Multiple-Input-Multiple-Output*). Questo metodo si pone, in particolare, l'obiettivo, assai difficile, di conciliare l'esigenza di robustezza del controllore con le richieste di *performance* da garantire.

Nel seguito, dopo aver riportato il problema generale della robustezza di un controllore ed il relativo metodo di ottimizzazione  $H_\infty$ , si riporterà nel dettaglio questa procedura, introdotta per la prima volta da McFarlane e Glover nel 1990. In breve, essa prevede il progetto di *pre* e *post* compensatori per modificare (*shaping*) la funzione di trasferimento dell'impianto ad anello aperto in modo tale da garantire determinate *performance* ad anello chiuso e il progetto di un controllore robusto per assicurare la stabilità dell'impianto modificato secondo la ormai nota tecnica  $H_\infty$ .

### Incerteza e Controllo Robusto

Spesso, per progettare il controllore automatico di un impianto, è auspicabile costruire un modello semplificato; tuttavia, l'introduzione di queste approssimazioni potrebbe rendere l'azione del controllore non efficace e portare, nel caso pessimo, all'instabilità l'impianto reale controllato. Per evitare ciò, si cerca di rendere il controllore *robusto*, cioè si cerca di garantire la stabilità asintotica dell'intero impianto, anche in presenza di variazioni, rispetto all'impianto reale, del modello utilizzato per il progetto del controllo.

### Modelli di incerteza e controllo $H_\infty$

In questo ambito si modella la perturbazione nel dominio della frequenza, considerando le funzioni di trasferimento del modello con l'"aggiunta" di un'incerteza, tipicamente additiva o moltiplicativa.



In particolare, la Figura 4.3 mostra lo schema a blocchi che realizza un'incertezza additiva, che si somma, cioè, alla funzione di trasferimento che caratterizza l'impianto  $G$ .

Infatti, è possibile scrivere:

$$G_{\Delta} = G + \Delta_A, \quad (4-6)$$

dove  $\Delta_A$  è la perturbazione considerata.

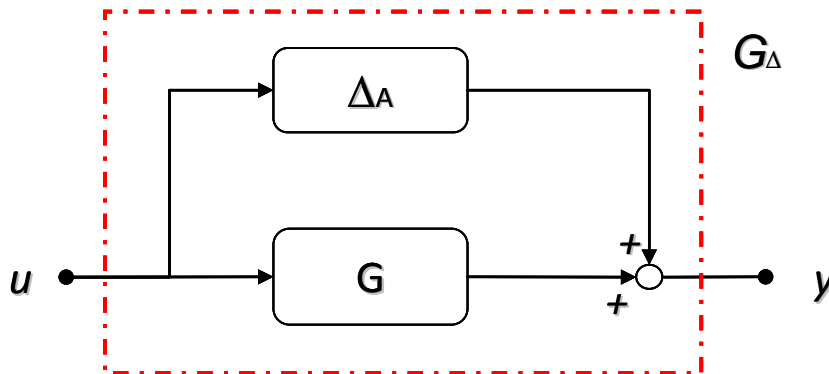


Figura 4.3: Schema a blocchi dell'incertezza additiva.

La Figura 4.4, invece, rappresenta l'incertezza moltiplicativa, in cui la funzione  $G$  è perturbata nel seguente modo:

$$G_{\Delta} = (I + \Delta_p) \cdot G, \quad (4-7)$$

dove  $\Delta_p$  è la perturbazione ed  $I$  è la matrice identità.

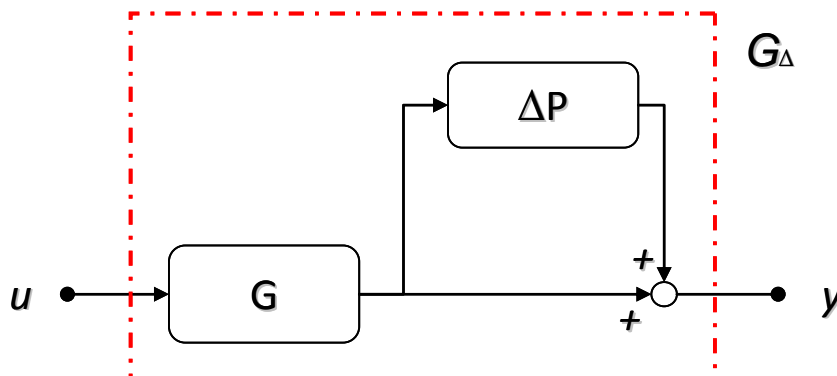


Figura 4.4: Schema a blocchi dell'incertezza moltiplicativa.

Se si rappresenta il sistema  $G$  secondo una fattorizzazione coprima sinistra (si veda l'Appendice B), ossia

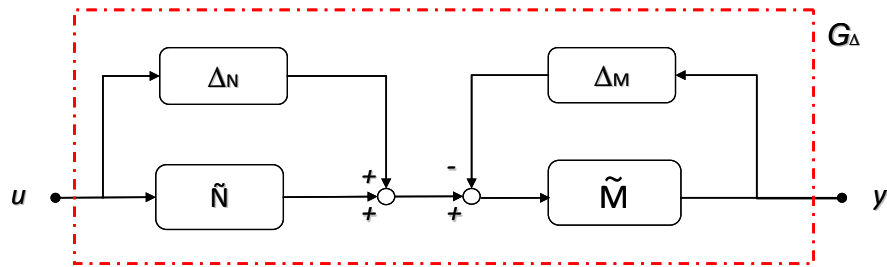
$$G = \tilde{M}^{-1} \cdot \tilde{N}, \quad (4-8)$$

si può utilmente fare riferimento ad un sistema perturbato scritto come segue:

$$G_{\Delta} = (\tilde{M} + \Delta_M)^{-1} \cdot (\tilde{N} + \Delta_N), \quad (4-9)$$

in cui le perturbazioni sono  $\Delta_M$  e  $\Delta_N$ . Questa scomposizione è mostrata nella Figura 4.5.

Figura 4.5: Schema a blocchi dell'incertezza considerata per un impianto la cui funzione di trasferimento  $G$  è stata riscritta secondo una fattorizzazione coprima sinistra.



A questo punto ci si chiede

- quali siano le condizioni che deve soddisfare un controllore  $K$  per stabilizzare l'impianto  $P$ , descritto dalle funzioni di trasferimento  $G$ , anche in presenza d'incertezze  $\Delta$  (Figura 4.6);
- quale sia la "massima" perturbazione "applicabile" affinché il sistema in anello chiuso (Figura 4.6) resti stabile.

A tal proposito si definisce il concetto di *Perturbazione Ammissibile*. Prima di riportare, però, la definizione, s'introduce il concetto di *norma H-infinito* di una funzione di trasferimento o di una matrice di trasferimento.

#### DEFINIZIONE 1

Data una matrice di trasferimento  $G(s)$ , la definizione nel dominio della frequenza della norma H infinito è la seguente:

$$\|G(s)\|_{\infty} = \sup_{\omega \in \mathbb{R}} \overline{\sigma}(G(j\omega)). \quad (4-10)$$

■

In altri termini, la norma H-infinito di una funzione di trasferimento è l'estremo superiore, in frequenza, del valore singolare<sup>21</sup> massimo.

#### DEFINIZIONE 2

Una perturbazione è ammissibile nei seguenti casi:

- la funzione di trasferimento che descrive l'incertezza deve essere asintoticamente stabile (cioè con tutti i poli a parte reale minore di zero) e limitata in ampiezza ( $\|\Delta\|_\infty < \varepsilon$ );
- la funzione di trasferimento che descrive l'incertezza non presenta poli nell'origine ed il numero di poli instabili (a parte reale positiva) rimane invariato tra  $G$  e  $G_\Delta$ . ■

In tale ottica, la coppia di perturbazioni  $\Delta_M$  e  $\Delta_N$  è sempre stabile, quindi sempre ammissibile.

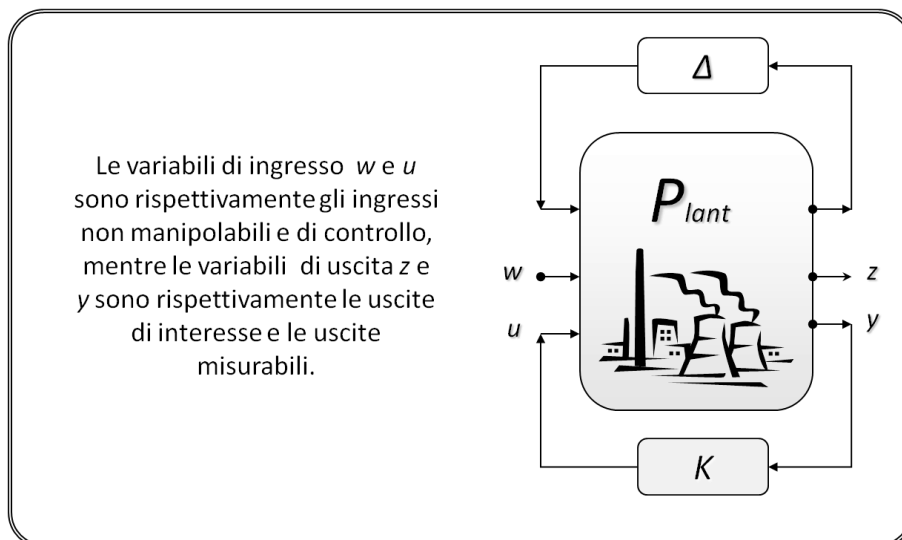


Figura 4.6: Schema a blocchi di un impianto in presenza di incertezza  $\Delta$  e del controllore  $K$ .

#### TEOREMA 1

Un controllore  $K$  stabilizza un impianto  $P$ , cui è legata la perturbazione  $\Delta$ , se e solo se:

1.  $K$  stabilizza l'impianto nominale  $P$  (senza cioè la perturbazione);
2. la norma H-infinito dell'impianto controllato in anello chiuso è minore o uguale all'inverso della massima ampiezza della perturbazione.  $\|G_{CL}(P, K)\|_\infty \leq \varepsilon^{-1}$ . ■

<sup>21</sup> I valori singolari di una matrice generica  $A$  sono la radice quadrata degli autovalori della matrice  $A^T A$ .

## COROLLARIO 1

Alla luce di ciò si può riscrivere la seconda condizione del TEOREMA 1 per le tre tipologie d'incertezza evidenziate in precedenza.

- INCERTEZZA ADDITIVA:  $\|K(I-GK)^{-1}\|_{\infty} \leq \varepsilon^{-1}$
- INCERTEZZA MOLTIPLICATIVA:  $\|GK(I-GK)^{-1}\|_{\infty} \leq \varepsilon^{-1}$
- INCERTEZZA COPRIME FACTOR:  $\left\| \begin{array}{c} K(I-GK)^{-1} \tilde{M} \\ (I-GK)^{-1} \tilde{M} \end{array} \right\|_{\infty} \leq \varepsilon^{-1}$ .

Si osserva che, per le proprietà della fattorizzazione coprime sinistra, è possibile trattare incertezze che non mantengono i poli instabili in numero costante fra  $G$  e  $G_{\Delta}$ , in quanto le incertezze  $\Delta_M$  e  $\Delta_N$  (ottenute rispettivamente da  $\tilde{M}_{\Delta} - \tilde{M}$  e da  $\tilde{N}_{\Delta} - \tilde{N}$ ) risulteranno stabili (McFarlane, Glover, 1990).

## OSSERVAZIONE 1

In generale, la norma  $H_{\infty}$  di una matrice di funzioni di trasferimento rappresenta la massima energia che si ha in uscita al sistema, dovuta ad un ingresso la cui norma infinito è unitaria. Quindi, dato il secondo punto del TEOREMA 1, per cui  $\varepsilon_{max} = \|G_{CL}(P, K)\|_{\infty}^{-1}$ , il problema della ottimizzazione  $H_{\infty}$  è trovare quel controllore  $K$  tale che:

- a)  $\|G_{CL}(P, K)\|_{\infty}$  sia minima e pari a  $\gamma_{min}$ ;
- b) assicurati, in ogni caso, la stabilità asintotica dell'impianto ad anello chiuso.

In altri termini, si deve minimizzare la norma  $H_{\infty}$  di una matrice di trasferimento, cioè minimizzare l'energia in uscita dal sistema a causa di un ingresso unitario. ■

## OSSERVAZIONE 2

Questo metodo, che minimizza l'energia in uscita dato un ingresso, è, ovviamente, applicabile a qualsiasi funzione di trasferimento. Ad esempio, nel caso si abbia come obiettivo la robustezza del controllore, si è mostrato nel COROLLARIO 1 quali siano le funzioni da utilizzare. D'altra parte, nel caso si debba minimizzare, per esempio, il guadagno fra rumore e uscita, o inseguire un riferimento, la funzione da considerare sarà  $(I-GK)^{-1}$  (McFarlane, Glover, 1990). ■

## Calcolo del controllore $K$

La procedura di calcolo qui considerata per trovare il controllore che minimizza la norma  $H_\infty$  è stata proposta da McFarlane e Glover nel 1990. In particolare, si è considerato il cosiddetto 'central controller', che prevede il calcolo del controllore ed il  $\gamma_{min}$  in una sola iterazione, utilizzando una rappresentazione nello spazio di stato del modello dell'impianto e la risoluzione di due equazioni di Riccati. Il codice MatLab per il calcolo è stato tratto dal testo di Skogestad e Postlethwaite del 2005.

In particolare, siano

- $\begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix}$  una rappresentazione nello spazio di stato del sistema  $G$ ;
- $R = I + DD^T$  e  $S = I + D^T D$ ;
- $Z$  l'unica soluzione definita positiva della seguente equazione di Riccati:

$$\begin{aligned} (A - BS^{-1}D^TC)Z + Z(A - BS^{-1}D^TC)^T + \\ - ZC^T R^{-1}CZ + BS^{-1}B^T = 0; \end{aligned} \quad (4-11)$$

- $X$ , l'unica soluzione definita positiva della seguente equazione di Riccati:

$$\begin{aligned} (A - BS^{-1}D^TC)^T X + X(A - BS^{-1}D^TC) + \\ - XBS^{-1}B^T X + C^T R^{-1}C = 0. \end{aligned} \quad (4-12)$$

Il controllore  $K$ , per uno specifico  $\gamma > \gamma_{min}$ , espresso in forma di stato è il seguente:

$$K = \left[ \begin{array}{c|c} \frac{A + BF + \gamma^2 (L^T)^{-1} ZC^T (C + DF)}{B^T X} & \frac{\gamma^2 (L^T)^{-1} ZC^T}{-D^T} \end{array} \right], \quad (4-13)$$

dove  $F = -S^{-1}(D^T C + B^T X)$  e  $L = (1 - \gamma^2)I + XZ$ .

Nel presente lavoro si sceglierà  $\gamma = 1.1 \cdot \gamma_{min}$ : infatti optare per  $\gamma = \gamma_{min}$  porterebbe  $L$  ad essere singolare.

## Controllo Robusto e Performance

Il compito del controllore  $K$  progettato finora garantisce la stabilità robusta dell'impianto a fronte di incertezze più o meno grandi. Ciò però non basta: bisogna garantire anche determinate prestazioni all'intero sistema costituito da impianto e controllore uniti.

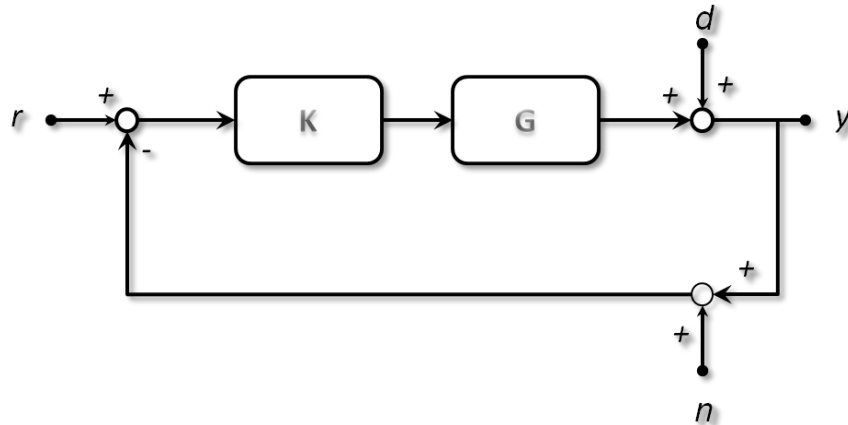
A tal proposito, per cercare di avere un controllore che sia allo stesso tempo robusto e in grado di garantire prestazioni ottimali, esigenze di per sé inconciliabili, McFarlane e Glover hanno proposto una "brillante" procedura che consta di tre passaggi:

1. si progetta un *pre* e *post* compensatore per "dar forma" ai valori singolari ed in particolare, al loro andamento in frequenza;
2. si ricava un controllore che stabilizza in modo robusto l'impianto *shaped*;
3. si combinano i *pre* e *post* compensatori con il controllore retroazionato per formare il controllore finale.

In questa procedura, dunque, sono importanti i valori singolari del sistema; per un sistema MIMO, infatti, il guadagno di una matrice di funzioni di trasferimento è proprio individuato dai valori singolari che, ovviamente, variano in frequenza.

Consideriamo, a tal fine, lo schema a blocchi di Figura 4.7.

Figura 4.7: Schema a blocchi del sistema controllato nella sua globalità. Sono presenti il segnale di riferimento ( $r$ ), il rumore sull'uscita ( $d$ ) e il rumore di misura ( $n$ ).



Due funzioni di trasferimento fondamentali che descrivono le prestazioni del sistema sono

- la *Sensitivity Function*:  $S = (I + GK)^{-1} = y/d$ ;
- la *Closed Loop Transfer Function*:  $T = GK \cdot (I + GK)^{-1} = I - S = y/r$ .

La prima descrive come il rumore sull'uscita agisca sull'uscita stessa. La seconda descrive quale sia il legame fra l'uscita ed il segnale di riferimento, che – in genere – si desidera inseguire.

Dalle funzioni, ora, è possibile scrivere che:

$$\begin{aligned} y(s) &= T(s) \cdot r(s) + S(s) \cdot d(s) - T(s) \cdot n(s), \\ u(s) &= K(s) \cdot S(s) \cdot [r(s) - n(s) - d(s)]. \end{aligned} \quad (4-14)$$

Alla luce di ciò, nel 1981, Doyle e Stein iniziarono nei loro articoli a mostrare come le prestazioni del sistema siano legate, nei sistemi MIMO, al guadagno dei valori singolari massimo  $\bar{\sigma}$  e del valore singolare minimo  $\underline{\sigma}$  di opportune funzioni di trasferimento (Skogestad, Postlethwaite, 2005). In particolare, si dimostra che

1. per avere REIEZIONE DEL DISTRUBO  $d(s)$ ,  $\bar{\sigma}(S)$  deve essere piccolo;
2. per avere ATTENUAZIONE DEL RUMORE  $n(s)$ ,  $\bar{\sigma}(T)$  deve essere piccolo;
3. per avere INSEGUIMENTO DEL SEGNALE DI RIFERIMENTO  $r(s)$ , deve essere  $\bar{\sigma}(T) \cong \underline{\sigma}(T) \approx 1$ ;
4. per avere RIDUZIONE DELL'ENERGIA DELLE VARIABILI DI CONTROLLO,  $\bar{\sigma}(K \cdot S)$  deve essere piccolo.
5. per avere STABILITÀ ROBUSTA, deve essere:
  - a.  $\bar{\sigma}(K \cdot S)$  piccolo, per l'incertezza additiva;
  - b.  $\bar{\sigma}(T)$  piccolo, per l'incertezza moltiplicativa.

Purtroppo, in generale, queste esigenze sono in contrasto fra loro. Tuttavia, è importante sottolineare che le diverse specifiche non sono richieste contemporaneamente per tutte le frequenze. Certe specifiche sono importanti a bassa frequenza, altre ad alta. Inoltre, questi requisiti sui valori singolari sono stati espressi considerando le funzioni di trasferimento ad anello chiuso. Sarebbe, invece, utile avere dei vincoli di progetto che riguardano la funzione d'anello  $L = G \cdot K$ .

Si nota, a tal proposito, che

$$\underline{\sigma}(L) - 1 \leq \frac{1}{\bar{\sigma}(S)} \leq \underline{\sigma}(L) + 1, \quad (4-15)$$

da cui, a frequenza dove  $\underline{\sigma}(L)$  è maggiore di 1, si ha

$$\bar{\sigma}(S) \approx \frac{1}{\underline{\sigma}(L)}. \quad (4-16)$$

Ancora, alla pulsazione di banda  $\omega_B$ , a cui cioè  $\frac{1}{\bar{\sigma}(S(j \cdot \omega_B))} = \sqrt{2}$ , si ha

$$0.41 \leq \underline{\sigma}(L(j \cdot \omega_B)) \leq 2.41. \quad (4-17)$$

Infine, dato che  $T = L \cdot (I + L)^{-1}$ , si ha che

$$\bar{\sigma}(T) \approx \bar{\sigma}(L). \quad (4-18)$$

Da tali considerazioni si può risalire alle richieste che i valori singolari della funzione d'anello devono soddisfare:

1. per avere REIEZIONE DEL DISTRUBO  $d(s)$ ,  $\underline{\sigma}(GK)$  deve essere grande e ciò è valido per frequenze in cui  $\underline{\sigma}(GK) \gg 1$ ;
2. per avere ATTENUAZIONE DEL RUMORE  $n(s)$ ,  $\bar{\sigma}(GK)$  deve essere piccolo e ciò è valido per frequenze in cui  $\bar{\sigma}(GK) \ll 1$ ;
3. per avere INSEGUIMENTO DEL SEGNALE DI RIFERIMENTO  $r(s)$ ,  $\underline{\sigma}(GK)$  deve essere grande e ciò è valido per frequenze in cui  $\underline{\sigma}(GK) \gg 1$ ;
4. per avere RIDUZIONE ENERGIA DELLE VARIABILI DI CONTROLLO,  $\underline{\sigma}(K)$  deve essere piccolo e ciò è valido per frequenze in cui  $\underline{\sigma}(GK) \ll 1$ .
5. Per avere STABILITÀ ROBUSTA deve essere:
  - a.  $\underline{\sigma}(K)$  piccolo, per l'incertezza additiva, e ciò è valido per frequenze in cui  $\underline{\sigma}(GK) \ll 1$ ;
  - b.  $\bar{\sigma}(GK)$  piccolo, per l'incertezza moltiplicativa, e ciò è valido per frequenze in cui  $\bar{\sigma}(GK) \ll 1$ .

Tipicamente, come mostrato in Figura 4.8,

- le richieste 1 e 3 sono valide ed importanti a bassa frequenza, per  $0 \leq \omega \leq \omega_\ell \leq \omega_B$ ;
- le richieste 2, 4 e 5 sono valide ed importanti ad alta frequenza, per  $\omega_B \leq \omega_h \leq \omega \leq \infty$ .

E, quindi, a basse frequenze il caso peggiorativo è legato al valore singolare minimo  $\underline{\sigma}(GK)$ , che deve avere un valore elevato. Viceversa, ad alta frequenza, il caso peggiorativo è legato al valore singolare massimo  $\bar{\sigma}(GK)$ , che si desidera avere un valore basso.



In altre parole, è compito del progettista realizzare un controllore  $K$  tale che i valori singolari soddisfino le specifiche “di forma” richieste:

1.  $\underline{\sigma}(GK)$  deve essere maggiore di un limite per  $\omega \leq \omega_\ell$ ;
2.  $\overline{\sigma}(GK)$  deve essere minore di un limite per  $\omega \geq \omega_h$ .

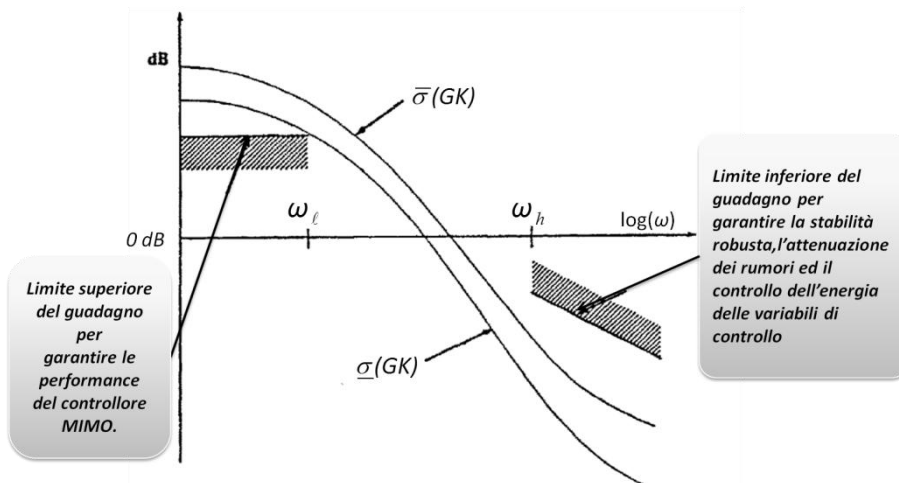


Figura 4.8: Valori Singolari minimo e massimo e limiti da garantire per la robustezza e le prestazioni.

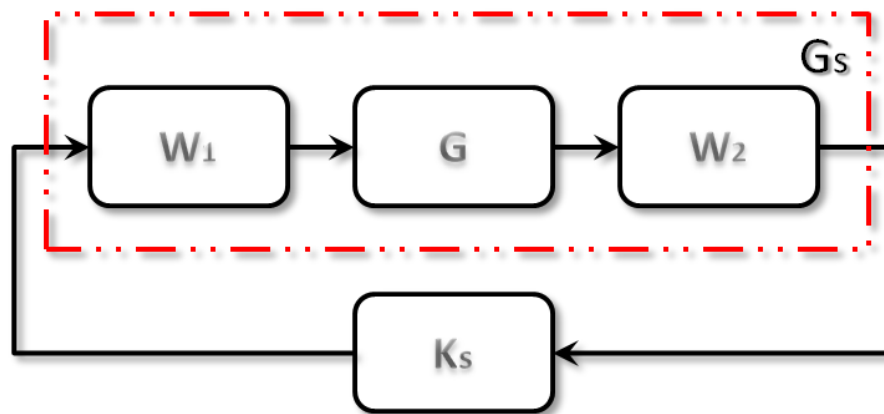
## Controllore $H_\infty$ “Loop Shaping”

Allo scopo si progetta il controllore  $K$  in modo che i valori singolari soddisfino certe specifiche “di forma” (come discusso nel paragrafo precedente), il testo di Skogestad e Postlethwaite riporta l'intera procedura suggerita da McFarlane e Glover. Il risultato è il cosiddetto “controllore  $H_\infty$  loop shaping”. Ora si descrive nel dettaglio questo *modus operandi*.

Osservando la Figura 4.9, si definiscono preliminarmente

- l'impianto *shaped*:  $G_s = W_2 \cdot G \cdot W_1$ ;
- il controllore che garantisce la stabilità robusta di  $G_s$ :  $K_s$ ;
- il *pre* compensatore:  $W_1 = W_p \cdot W_a \cdot W_g$ ;
- il *post* compensatore:  $W_2$ ;
- il controllore globale dell'impianto:  $K = W_1 \cdot K_s \cdot W_2$ .

Figura 4.9: Schema a blocchi dell'impianto controllato attraverso la procedura di loop shaping.



Si individuano, in seguito, varie fasi in cui il progetto può essere suddiviso:

#### a) Pre-condizionamento dell'impianto

- 1) Normalizzare gli ingressi e le uscite.
- 2) Scegliere ingressi ed uscite in modo tale da ottenere un sistema il più diagonale possibile (a tal fine, si può usare il *Relative Gain Array*). Ciò è utile perché i *pre* e *post* compensatori sono scelti tipicamente diagonali.

#### b) Scelta dei *pre* e *post* compensatori

- 3) Scegliere gli elementi (delle diagonali) di  $W_p$  e  $W_2$  in modo da ottenere i valori singolari desiderati per l'impianto  $W_2GW_1$ , vale a dire per avere alto guadagno a bassa frequenza, basso guadagno ad alta frequenza e pendenza a circa  $-20\text{dB/dec}$  nella banda di interesse e a cui avviene anche l'attraversamento dell'asse a  $0\text{dB}$ .

In genere:

- $W_2$  presenta delle costanti sulla diagonale principale che riflettono l'importanza dell'uscita nell'essere controllata rispetto alle uscite misurate ma non necessariamente controllate. Ad esempio è buona norma scegliere 1 per le variabili controllate e 0.1 per le variabili semplicemente misurate.
- $W_p$  contiene la dinamica del *pre*-compensatore:
  - azioni integrali per garantire le *performance* a bassa frequenza (inseguimento del *setpoint* a regime);

- zeri stabili per ridurre la pendenza nella banda di interesse;
  - poli stabili per elevare la pendenza ad alta frequenza.
- 4) Se si desidera, dimensionare la matrice  $W_a$  per allineare i valori singolari nella banda desiderata.
  - 5) Se si desidera, dimensionare la matrice diagonale  $W_g$  per tenere in conto la massima velocità con cui variano gli attuatori.

c) Progetto del controllore  $K_s$

- 6) Calcolare il controllore  $K_s$  con il programma riportato nel testo Skogestad e Postlethwaite, 2005 a pagina 367, in modo da garantire la stabilità robusta dell'impianto *shaped*  $G_s$ . Questo programma calcola la fattorizzazione copriforma sinistra dell'impianto *shaped* e calcola il controllore ottimo dal punto di vista della robustezza in base a quanto riportato in precedenza.
- 7) Verificare i risultati ottenuti, calcolando la perturbazione massima  $\epsilon_{max}$ , pari all'inverso di  $\gamma_{min}$ . In genere si sceglie  $\epsilon_{max}$  pari a 0.25 e quindi, se  $\gamma_{min}$  non è inferiore a 4, si ripete l'assegnamento dei pesi, finché non si raggiunge il risultato desiderato. Con tale scelta di  $\epsilon_{max}$  è garantita la stabilità almeno per il 25% dell'incertezza copriforma e, allo stesso tempo, la forma dei valori singolari ad anello aperto non sarà molto diversa da quella ad anello chiuso.

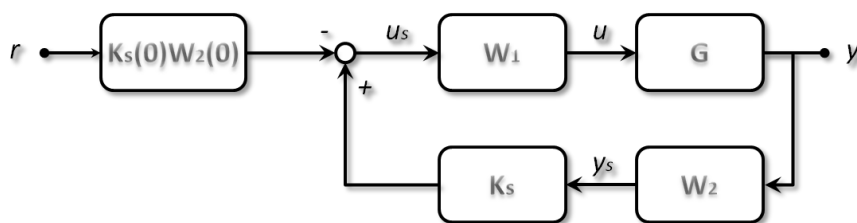


Figura 4.10: Schema a blocchi ottimale dell'impianto controllato attraverso la procedura di loop shaping.

d) Implementazione del controllore

- 8) Implementare il controllore. Gli autori Skogestad e Postlethwaite suggeriscono la configurazione riportata nella Figura 4.10. In questa struttura i riferimenti non eccitano di-

rettamente le dinamiche di  $K_s$ , per evitare la presenza di *overshoot*. Infine, se sono presenti azioni integrali in  $W_1$  o in  $G$ , il pre-filtro assicura un guadagno a regime unitario fra il *setpoint*  $r$  e l'uscita  $y$ .

## Capitolo 5

# Organizzazione del Lavoro

---

**D**opo aver riportato, nei precedenti capitoli, alcuni concetti teorici fondamentali, si presentano ora dettagliatamente i diversi passaggi in cui si articola l'attività svolta. Per agevolare il lettore si riportano alcuni diagrammi che raffigurano le diverse fasi operative (Figura 5.1 - Figura 5.2 - Figura 5.3 - Figura 5.4 - Figura 5.5).

### IMPIANTO DI RIFERIMENTO E MODELLO DINAMICO

Per applicare le tecniche di controllo illustrate in precedenza ad un impianto nucleare, è necessario realizzarne un opportuno modello dinamico. A tale scopo è stato utilizzato un rapporto del 1984 del Centro Ricerca di Automatica di ENEL realizzato in collaborazione con EDF (Spelta, 1984). In questa relazione sono presenti i dati geometrici e di funzionamento di un impianto PWR reale da 900 MWe, che verrà descritto nel Capitolo 6. Lo scopo della prima parte della tesi è, dunque, quello di realizzare un modello molto semplificato della centrale, utile ai fini della progettazione del controllo.

A tal proposito si sono innanzitutto considerati due sottosistemi: il reattore e il generatore di vapore; ognuno è stato modellato mediante equazioni differenziali non lineari che descrivono i principali fenomeni fisici che caratterizzano il loro funzionamento.

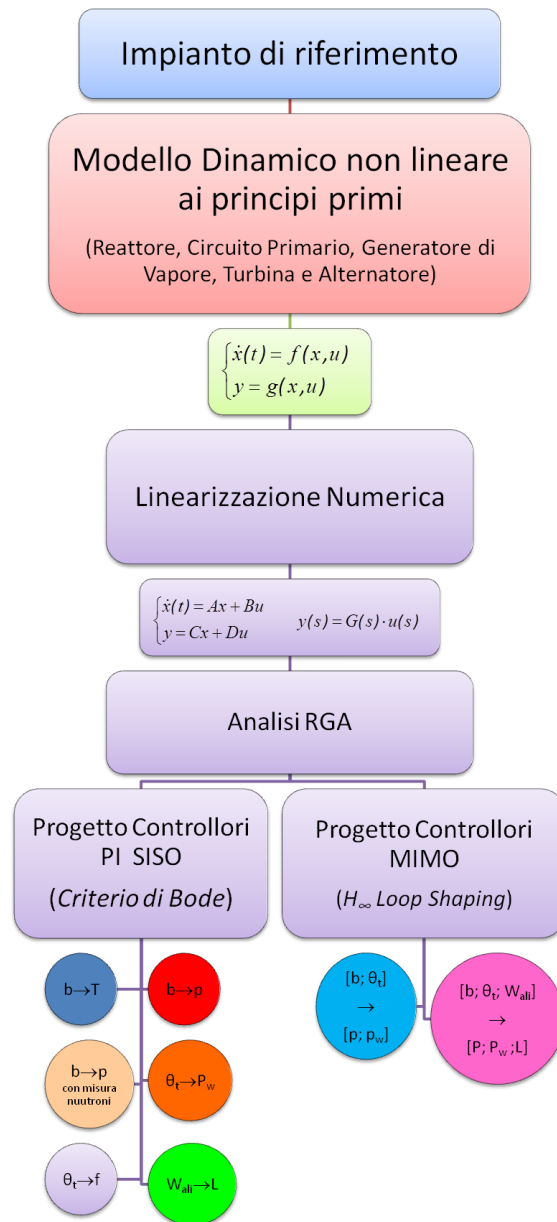


Figura 5.1: Diagramma di flusso delle attività svolte.

Il reattore è stato modellato mediante equazioni di cinetica neutronica zero-dimensionale. Si è cioè preso in considerazione la potenza termica generata in un solo punto e trascurata la distribuzione nello spazio del flusso di calore nel nocciolo. Inoltre, per descrivere l'effetto del moderatore e l'effetto Doppler, occorre modellare la dinamica nel tempo delle temperature del fluido refrigerante e del combustibile. Si usa a tal proposito l'equazione di conservazione dell'energia trascurandone i termini meccanici (Appendice A).

Si sono, poi, modellati gli scambi termici, che avvengono all'interno del GV, fra il circuito primario, che contiene il fluido caldo, e il fluido secondario che, ricevendo calore, si scalda fino ad evaporare. Fon-

damentale, in questa fase, risulta trattare il fluido secondario come una miscela di acqua-vapore (Appendice A). Inoltre, per assicurare il controllo del funzionamento dell'intero GV, è necessario descrivere la dinamica del livello di acqua all'interno della cavità. A tale scopo, si ricorre a opportuni bilanci di massa e si considera, altresì, la circolazione naturale di fluido secondario all'interno dello stesso generatore di vapore. Infine, ma non meno importante, risulta il modello del comportamento nel tempo della pressione del vapore generato all'interno della parte superiore del GV. Questa pressione è influenzata dalla quantità di vapore generata, dalla sua comprimibilità e dall'apertura della valvola di turbina. Anche in questa situazione si utilizzano le equazioni di conservazione di massa, energia e quantità di moto tralasciando la distribuzione spaziale delle variabili e considerando, in aggiunta, equazioni che descrivono le perdite di carico all'interno delle tubazioni di adduzione del vapore alla turbina.

Si è così ottenuto un sistema di equazioni differenziali non lineari di ordine 17; per risolverle, si è scritta una S-FUNCTION in linguaggio C utilizzando il *software* MatLab/Simulink.

Il vapore prodotto nei GV è pronto per essere inviato alla turbina e generare energia elettrica con l'ausilio dell'alternatore. Per il modello di questa porzione d'impianto si sono aggiunte, in ambiente Simulink, le funzioni di trasferimento del modello lineare che descrive il legame fra la portata vapore in turbina (apertura valvola) e la potenza elettrica prodotta, considerando le relative dinamiche temporali ed il ritardo introdotto dai deumidificatori ed essiccatori (MSR). Allo stesso modo, si è descritta la dinamica della frequenza di rete in base alla differenza fra la potenza elettrica iniettata nella rete elettrica stessa e quella assorbita dai carichi. Per garantire una migliore accuratezza dei risultati nel simulatore le variabili sono state opportunamente normalizzate.

## LINEARIZZAZIONE

Per le successive fasi di progetto del controllore si è eseguita una linearizzazione della porzione non lineare del modello nell'intorno del punto di funzionamento considerato. Per il caso in questione, il punto di lavoro utilizzato è quello di massima potenza elettrica prodotta.

La procedura numerica scelta per ricavare il sistema lineare è riportata in dettaglio nel capitolo 7.

Dopo la linearizzazione, quindi, il reattore e il GV risultano modellati da un sistema lineare di ordine 17, che può essere espresso per mezzo di matrici nello spazio di stato o per mezzo di funzioni di trasferimento.

## ANALISI RGA

Il sistema lineare ricavato è multivariabile, ha – cioè – più ingressi e più uscite. Per capire se queste variabili siano accoppiate fra loro, si è eseguita un'analisi RGA, i cui fondamenti teorici sono stati riportati in precedenza nel capitolo 4. In particolare, si è fatto riferimento ad un sistema 3x3 avente come ingressi: l'apertura valvola di turbina, i passi delle barre, la portata alimento, e come uscite: la potenza elettrica generata, la pressione nel generatore di vapore e il livello nel duomo. I risultati, esposti dettagliatamente nel capitolo 7, evidenziano notevoli interazioni fra le variabili a frequenze relativamente basse (inferiori a 1 rad/s), viceversa per alte frequenze, le variabili appaiono disaccoppiate.

Verosimilmente, comunque, l'impianto non è utilizzato per alte frequenze, quindi nel progetto del controllore occorre tener conto delle interazioni fra le variabili.

Da queste considerazioni si procede da un lato con il progetto tradizionale del controllore dell'impianto mediante un approccio decentralizzato con controllori SISO e dall'altro mediante un approccio multivariabile.

## PROGETTO DI CONTROLLORI SISO (AD AZIONE PROPORZIONALE E INTEGRALE)

Nella pratica industriale, per un sistema multivariabile caratterizzato da accoppiamenti non trascurabili tra le variabili, esistono diversi approcci al progetto del controllo automatico.

Un primo tradizionale metodo consta di due fasi:

1. inizialmente, si progettano controllori *Single Input, Single Output* (SISO) trattando ogni anello di controllo in maniera indipendente;
2. di seguito, si considerano le interazioni empiricamente per mezzo di simulazioni, consentendo di rettificare la taratura originaria dei parametri dei diversi controllori.



D'altra parte, un altro metodo solitamente usato nella pratica tecnica degli impianti è quello di introdurre un disaccoppiamento in frequenza delle diverse variabili, per farle – cioè – intervenire con tempistiche differenti. Ciò si realizza progettando inizialmente il controllore più lento e di seguito quelli più veloci, considerando in azione quelli già progettati.

Per l'impianto considerato, si è adottato un metodo simile a ciascuno dei precedenti. In altri termini, innanzitutto, seguendo il primo metodo, si sono ideati indipendentemente l'uno dall'altro i seguenti controllori:

1. Controllore della temperatura media del fluido primario con le barre di controllo, in Figura 5.1 indicato con:  $b \rightarrow T$ .
2. Controllore della pressione del vapore nel GV con le barre di controllo, in Figura 5.1 indicato con:  $b \rightarrow p$ .
3. Controllore della pressione del vapore nel GV con le barre di controllo e con l'ausilio della misura della concentrazione dei neutroni, in Figura 5.1 indicato con:  $b \rightarrow p$  (con misura neutroni).
4. Controllore della potenza elettrica prodotta con la posizione della valvola di turbina, in Figura 5.1 indicato con:  $\theta_t \rightarrow P_w$ .
5. Controllore di livello nel GV con la portata di acqua alimento, in Figura 5.1 indicato con:  $W_{ali} \rightarrow L$ .
6. Regolazione Primaria della frequenza di rete con la posizione della valvola di turbina, in Figura 5.1 indicato con:  $\theta_t \rightarrow f$ .

Sono stati utilizzati controllori ad azione Proporzionale ed Integrale, i cui parametri sono stati tarati con il criterio di Bode, in modo da garantire la stabilità dell'impianto ad anello chiuso e le prestazioni desiderate. In certi casi si è fatto uso di configurazioni in cascata, e di azioni di *feed-forward*.

A questo punto, considerando che il sistema effettivo da controllare è  $3 \times 3$ , si sono implementate diverse configurazioni, o scenari, per il controllo dell'intero impianto (Figura 5.2):

1. Impianto con controllo di livello, potenza elettrica e temperatura media fluido primario.
2. Impianto con controllo di livello, potenza elettrica e pressione del vapore nel GV.
3. Impianto con controllo di livello, potenza elettrica e pressione del vapore nel GV, con l'ausilio della misura della concentrazione dei neutroni.

I tre scenari sono descritti nel capitolo 8.

Nell'implementazione di questi scenari, per tener in conto le mutue interazioni fra le variabili, si è così proceduto:

1. si è reso volutamente molto lento il controllore di livello, per non interagire con le dinamiche più veloci delle altre variabili (pressione, temperature, potenze);
2. per le altre due variabili da controllare, i rispettivi controllori sono stati progettati indipendentemente e successivamente per quest'ultimi si sono finemente tarati i parametri durante le simulazioni.

È emerso che il termine più critico, a tal proposito, è il guadagno proporzionale del controllore di carico, il quale deve essere aggiustato opportunamente in base alle esigenze. Ad esempio, esso può essere molto basso se si deve variare lentamente la potenza prodotta, mentre deve essere più grande nel caso si debba intervenire nella regolazione primaria della frequenza.

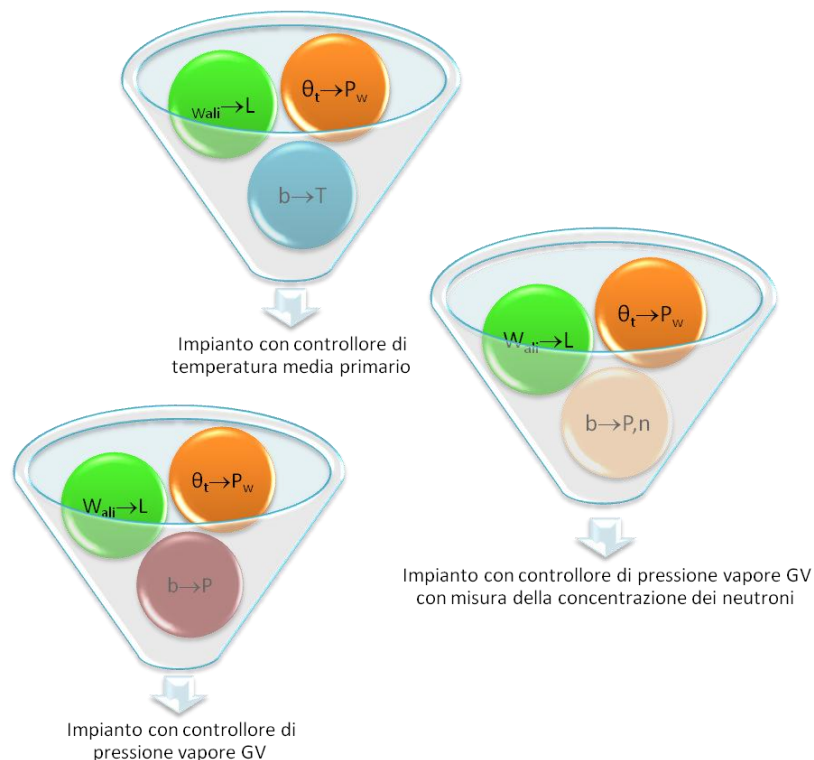


Figura 5.2: Scenari realizzati con i controllori SISO.

## PROGETTO DEL CONTROLLORE MULTIVARIABILE

Dall'analisi RGA dell'impianto è emersa la presenza di numerosi accoppiamenti fra le variabili da controllare e quelle di controllo. Per cercare di migliorare sia l'efficienza della fase di progetto sia il risulta-

to ottenuto, è auspicabile considerare il progetto di un controllore multivariabile che consideri globalmente il sistema, cioè valuti tutte le interazioni presenti.

A tale scopo si è scelta la tecnica di controllo "*H<sub>∞</sub> loop shaping*". Questa metodologia si pone l'obiettivo di ricavare un controllore che sia, allo stesso tempo, robusto ed efficace. I fondamenti teorici del metodo sono stati già riportati nel capitolo 4 e nel capitolo 9 si riportano i risultati ottenuti. In particolare, dapprima si mostra la necessità di ridurre l'ordine del controllore ottenuto dal sistema linearizzato e di seguito si descrivono i metodi utilizzati per la riduzione. Si sono studiati, infatti, due metodi. Il primo prevede di ridurre il controllore ottenuto con la tecnica del troncamento diretto dell'ordine. Il secondo prevede il progetto del controllore da funzioni di trasferimento semplificate, identificate dalle risposte allo scalino dell'impianto ad anello aperto.

Per entrambi i metodi si sono eseguite simulazioni per valutare sia le prestazioni sia la robustezza del controllore.

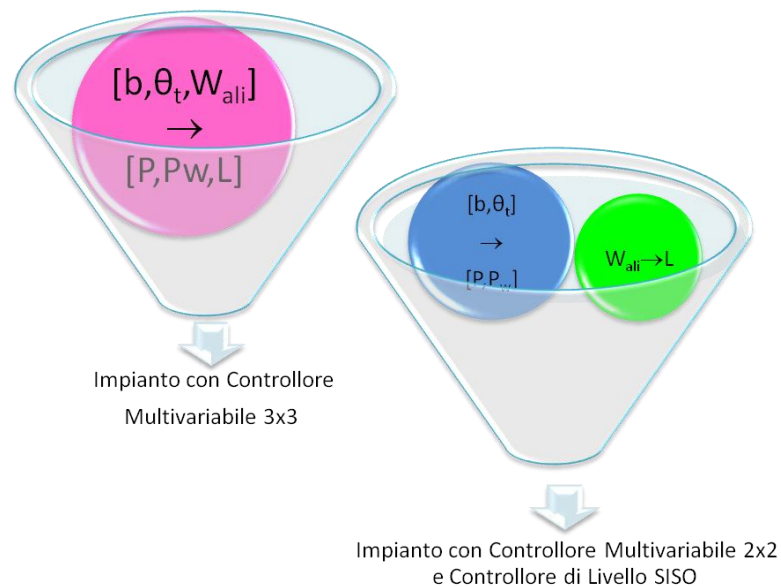
Analogamente al progetto tradizionale, si sono realizzati diversi controllori, MIMO:

1. Regolatore multivariabile 2x2, ossia *Double-Input-Double-Output* (DIDO), che controlla la potenza elettrica prodotta e la pressione del vapore nel GV, con la posizione delle barre di controllo e l'apertura della valvola di turbina.
2. Regolatore multivariabile 3x3, che controlla la potenza elettrica prodotta, la pressione del vapore nel GV e il livello del GV, con la posizione delle barre di controllo, l'apertura della valvola di turbina e la portata alimento.

Si sono così implementati i seguenti scenari (Figura 5.3):

1. Impianto con controllore multivariabili 2X2 e controllore di livello tradizionale a tre elementi senza regolazione primaria della frequenza.
2. Impianto con controllore multivariabili 2X2 e controllore di livello tradizionale a tre elementi con regolazione primaria della frequenza.
3. Impianto con controllore multivariabile 3x3, senza regolazione primaria della frequenza.
4. Impianto con controllore multivariabile 3x3, con regolazione primaria della frequenza.

Figura 5.3: Scenari realizzati con i controllori MIMO.



Infine, nella parte conclusiva del capitolo 9, si effettua un confronto tra i risultati ottenuti con il progetto tradizionale del controllore e quello multivariabile più avanzato. Da ciò scaturiscono interessanti considerazioni.

## REGOLAZIONE PRIMARIA DELLA FREQUENZA DI RETE

Per fornire potenza alla rete elettrica, un impianto deve sottostare ad alcune norme imposte dal gestore della rete elettrica. In particolare, in questa tesi, si considera la regolazione primaria della frequenza obbligatoria per la maggior parte degli impianti di produzione. La normativa inerente è stata riportata nel capitolo 3. Tale regolazione comporta, in caso di variazioni della frequenza di rete rispetto al valore nominale (50Hz), la modifica molto rapida della potenza prodotta, di una quantità massima pari all'1.5% della potenza nominale.

Ciò implica anche

1. la riduzione della massima potenza prodotta, per avere sempre a disposizione una banda di riserva di cui usufruire in caso sia necessario intervenire nella regolazione della frequenza;
2. la obbligatorietà di fornire la potenza di riserva in meno di 30 secondi.

Quindi, per studiare il comportamento dell'impianto controllato in caso di variazione eccessiva della frequenza nominale di rete, si è ipotizzato il seguente scenario. Si considera la rete elettrica italiana in cui anche l'impianto nucleare considerato opera, e la rete estera dalla quale l'Italia importa parte dell'energia elettrica necessaria a compensare il carico presente. Si suppone, quindi, che, per un guasto alle linee di trasmissione, parte di questa energia importata venga meno.

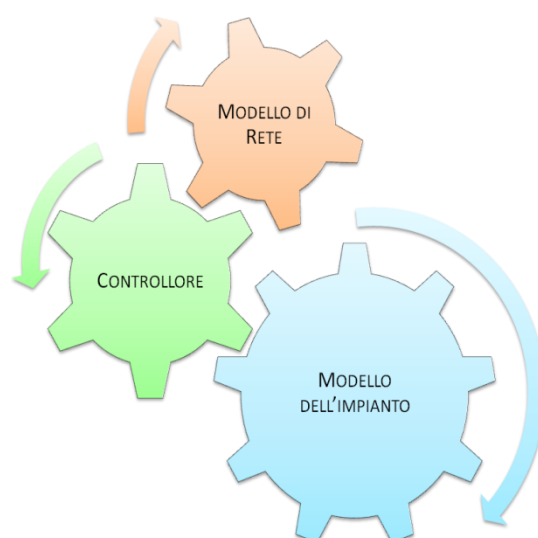
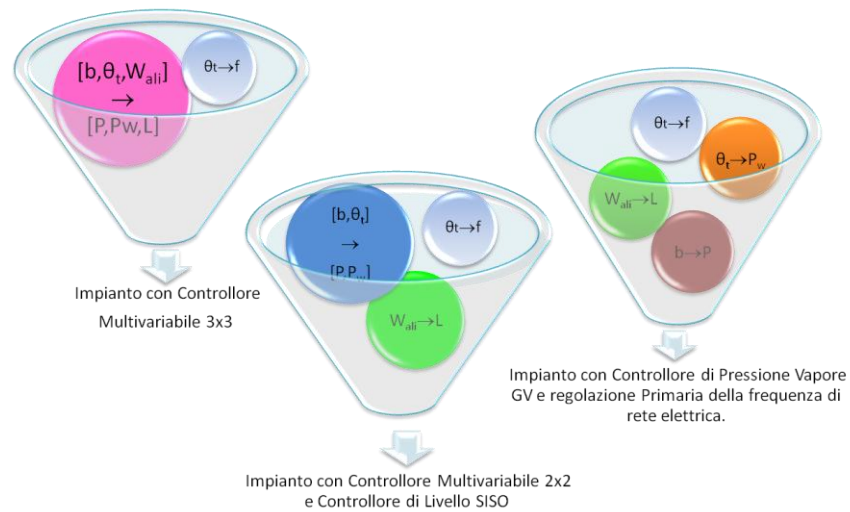


Figura 5.4: Regolazione Primaria della frequenza.

In questo scenario ci sono tre protagonisti (Figura 5.4):

1. l'impianto modellato;
2. il controllore dell'impianto in una delle tre versioni che seguono (Figura 5.5):
  - a. con 3 sistemi SISO per controllare il livello, la potenza elettrica e la pressione del vapore nel GV e con attiva la regolazione primaria della frequenza di rete;
  - b. con un sistema MIMO 3x3 e con attiva la regolazione primaria della frequenza di rete;
  - c. con un sistema MIMO 2x2, il regolatore di livello SISO e con attiva la regolazione primaria della frequenza di rete.
3. Il modello delle rete elettrica italiana ed estera con le relative regolazioni primarie e secondarie attivate.

Figura 5.5: Scenari per la regolazione Primaria della frequenza.



I dettagli sui modelli di rete necessari e i risultati delle simulazioni per i controllori realizzati sono riportati nel capitolo 10.

## VERIFICA DELLE PRESTAZIONI DEL CONTROLLORE

Per verificare l'adeguatezza e le prestazioni del controllore multivariabile progettato, nel caso DIDO, si è interfacciato quest'ultimo con un simulatore dettagliato dell'impianto di riferimento. I risultati e i relativi commenti sono riportati nel capitolo 11.

## Capitolo 6

# Impianto di Riferimento e Modello Matematico dell'Impianto

---

**P**er realizzare un modello matematico dell'impianto utile ai fini della progettazione del controllo, si sono innanzitutto considerati due sottosistemi principali: il reattore e il generatore di vapore. Ognuno è stato modellato con equazioni differenziali non lineari che descrivono i principali fenomeni fisici presenti; tali equazioni sono state risolte utilizzando il *software* MatLab/Simulink, implementandole tramite S-FUNCTION scritte in linguaggio C. Sono, in un secondo tempo, stati aggiunti modelli molto semplificati del blocco turbina-alternatore e della rete elettrica. I dati tecnici e i parametri utilizzati nelle simulazioni fanno riferimento ad un impianto elettro-nucleare PWR da 900 MWe in condizioni di normale funzionamento. Nel principio del capitolo si riportano alcune caratteristiche di questa centrale nucleare e di seguito le equazioni di tutto il modello.

### L'IMPIANTO DI RIFERIMENTO

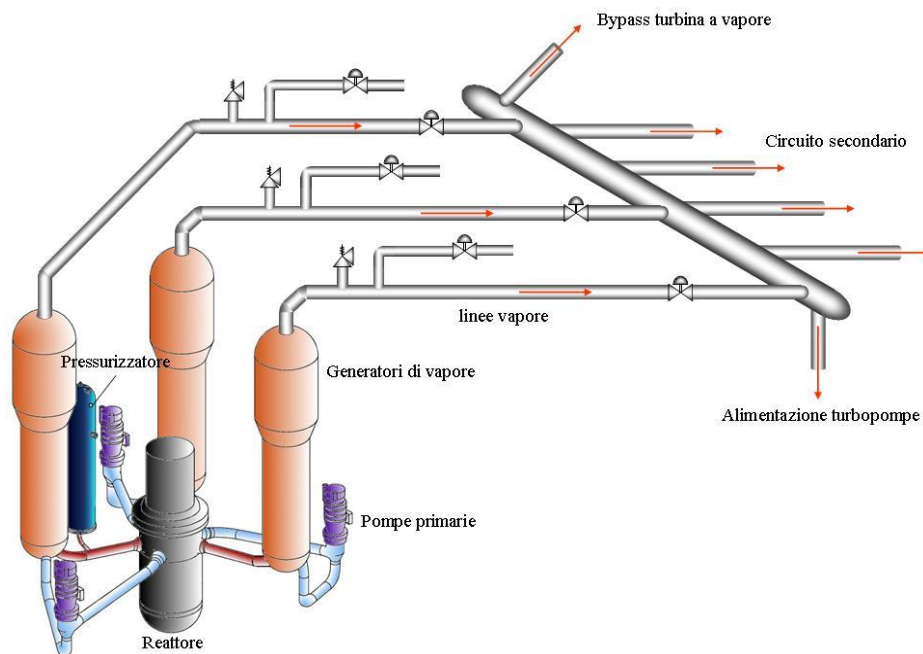
L'impianto di riferimento per le simulazioni è un impianto francese PWR da 900 MWe della classe CP2, di cui in letteratura si hanno disponibili i dati geometrici e tecnici di funzionamento (Spelta, 1984).

#### Isola Nucleare

Il circuito primario dell'impianto di riferimento (Figura 6.1) è costituito da tre *loop* a ciclo chiuso, con generatori di vapore verticali. Il reattore utilizza acqua naturale sia come moderatore dei neutroni sia

come fluido refrigerante per trasferire ai generatori di vapore la potenza prodotta nel nocciolo. La circolazione del refrigerante è forzata, grazie a tre pompe elettriche installate ciascuna sul "ramo freddo" di ogni generatore di vapore. Su un "ramo caldo" è, invece, alloggiato un unico pressurizzatore per la regolazione della pressione all'interno del reattore. Le tre linee del vapore principale, che si dipartono dai generatori di vapore, sono dotate di valvole di sfiato, di valvole di sicurezza e di valvole di regolazione della pressione del vapore. Le tre linee confluiscono in un unico collettore dal quale si staccano tutte le utenze del circuito secondario (come appare più chiaramente dalla Figura 6.2).

Figura 6.1: Circuito Primario Impianto PWR 900 MWe con 3 loop.



## Circuito Secondario

La turbina è a doppio corpo, con le palette dei vari stadi calettate sullo stesso albero, solidale all'alternatore (Figura 6.2).

Dal corpo di alta pressione è prelevato un solo spillamento che alimenta una coppia di preriscaldatori di alta pressione (R5A ed R5B) dell'acqua alimento, posti in parallelo con quattro recuperatori (RCS) alimentati dal vapore esausto dei surriscaldatori. Il vapore per sostenere la pressione nel degasatore durante le normali condizioni operative viene prelevato all'uscita dello stadio di alta pressione.

Dal corpo di bassa pressione sono prelevati, invece, tre spillamenti che alimentano due stringhe di tre preriscaldatori (R1A, R2A, R3A e R1B, R2B, R3B) del condensato inviato al degasatore. Dai drenaggi dei



riscaldatori R3 viene effettuato un ulteriore recupero di calore (RC32A, RC32B), prima che essi siano scaricati al condensatore.

Il ciclo acqua-vapore del circuito secondario prevede un solo stadio di surriscaldamento del vapore principale, mediante due deumidificatori-surriscaldatori (*Moisture Separator Reheater – MSR*) disposti in parallelo e montati allo scarico dello stadio di alta pressione della turbina a vapore. Il vapore vivo di surriscaldamento, richiesto dai due MSR, è prelevato dal collettore vapore principale ed è scaricato al degasatore, dopo aver contribuito all'ultimo stadio di preriscaldamento, nei recuperatori (RCS), di una parte dell'acqua alimento da inviare ai generatori di vapore. L'acqua alimento è estratta dal degasatore mediante due turbopompe alimentate da vapore spillato dal collettore principale del vapore e all'uscita dei MSR.

Il sistema di *bypass* della turbina permette la regolazione della pressione del vapore principale durante la fase di avviamento e previene l'insorgenza di sovrappressioni eccessive in caso di chiusura rapida delle valvole di alimentazione della turbina, come già introdotto nel capitolo 2.

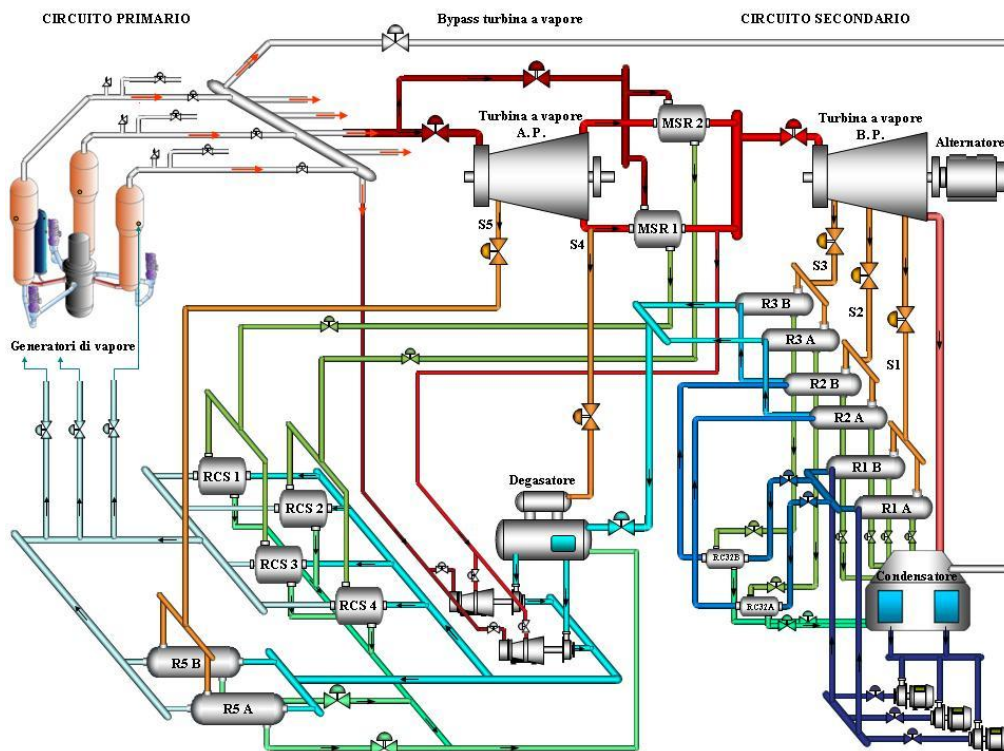


Figura 6.2: Impianto PWR 900 MWe di riferimento.

## IL REATTORE

Per modellare la reazione di fissione che avviene all'interno del nocciolo del reattore, si sono utilizzate due classiche equazioni differenziali ordinarie che descrivono la cinetica neutronica. Si sono usate altre due equazioni differenziali ordinarie per rappresentare rispettivamente il comportamento termico del combustibile (*fuel*) e del refrigerante (*coolant*) che asporta il calore generato dalla reazione (Schultz, 1961) e (Dong, Huang, Feng, Zhang, 2009).

### Cinetica Neutronica

Le equazioni differenziali che descrivono la concentrazione di neutroni e di precursori nel volume del nocciolo sono le seguenti:

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\ell^*} \cdot n(t) + \lambda \cdot C(t) \quad (6-1)$$

$$\frac{dC(t)}{dt} = \frac{\beta}{\ell^*} \cdot n(t) - \lambda \cdot C(t) \quad (6-2)$$

in cui si è considerato un solo gruppo di neutroni ritardati equivalente e il significato dei simboli è il seguente:

- $n(t)$  è la concentrazione dei neutroni, ossia il numero di neutroni per unità di volume;
- $C(t)$  è la concentrazione del gruppo di nuclei precursori equivalente;
- $\lambda$  è la costante di decadimento del gruppo dei precursori equivalente, calcolata come segue:

$$\frac{\sum_i \lambda_i \cdot \beta_i}{\beta},$$

dove  $\lambda_i$  e  $\beta_i$  sono riferiti ai singoli gruppi di neutroni ritardati;

- $\beta$  è la frazione di neutroni ritardati dovuta al gruppo equivalente, cioè  $\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$ ;
- $\ell^*$  è la vita media dei neutroni;

- $\rho(t)$  è la reattività globale, che è definita come somma di tre addendi, si veda il paragrafo “Stabilità Intrinseca del Reattore e dell’impianto nucleare PWR” nel capitolo 3:
  - $R_b$  è la reattività dovuta alle barre di controllo, che dipende dalla posizione delle barre stesse;
  - $\alpha_c(T_c - T_{co})$  è la cosiddetta anti-reattività dovuta all’effetto del moderatore, in cui  $\alpha_c$  è un coefficiente negativo,  $T_c$  è la temperatura del fluido refrigerante e  $T_{co}$  è la temperatura nominale del refrigerante;
  - $\alpha_f(T_f - T_{fo})$  è l’anti-reattività dovuta all’effetto del combustibile, in cui  $\alpha_f$  è un coefficiente negativo,  $T_f$  è la temperatura del combustibile e  $T_{fo}$  è la temperatura nominale del combustibile.

La potenza termica generata, proporzionale al numero di neutroni presenti vale:

$$P(t) = \frac{P_0}{n_0} \cdot n(t), \quad (6-3)$$

dove  $P_0$  ed  $n_0$  sono i valori nominali della potenza e della concentrazione di neutroni nominali.

## Elemento di Combustibile

Siano  $T_E$  e  $T_L$ , rispettivamente, la temperatura del fluido refrigerante fredda, in ingresso al reattore (*Entering*), e calda, in uscita dal reattore (*Leaving*). Si definisce la temperatura del fluido  $T_c$  come la media

$$\text{aritmetica di } T_E \text{ e } T_L: T_c = \frac{T_L + T_E}{2}.$$

L’equazione differenziale che descrive l’andamento temporale della temperatura del combustibile  $T_f$  (*fuel*) si ricava dall’equazione di conservazione dell’energia (Appendice A) e risulta:

$$c_f M_f \frac{dT_f}{dt} = f_f \cdot P_0 \cdot \frac{n}{n_0} - \gamma_f S_f (T_f - T_c), \quad (6-4)$$

dove

- $c_f$  è il calore specifico del combustibile;
- $M_f$  è la massa totale di combustibile;

- $f_f$  è la frazione, espressa in percentuale, di potenza neutronica che si genera nel combustibile;
- $\gamma_f$  è il coefficiente di scambio termico;
- $S_f$  è la superficie di scambio.

Siano ora  $\Omega = \gamma_f S_f$  e  $\mu_f = c_f M_f$ : l'equazione (6-4) diventa:

$$\frac{dT_f}{dt} = \frac{f_f}{\mu_f} \cdot P_0 \cdot \frac{n}{n_0} - \frac{\Omega}{\mu_f} \left[ T_f - \left( \frac{T_L + T_E}{2} \right) \right]. \quad (6-5)$$

## Refrigerante

Per quanto riguarda il fluido di raffreddamento, si ha l'equazione

$$c_c M_c \frac{dT_L}{dt} = (1 - f_f) \cdot P_0 \cdot \frac{n}{n_0} + \Omega \cdot (T_f - T_c) + w_c c_c \cdot (T_E - T_L) \quad (6-6)$$

dove

- $c_c$  è il calore specifico del fluido refrigerante;
- $M_c$  è la massa totale di fluido refrigerante;
- $w_c$  è la portata di fluido refrigerante nel circuito primario.

Si noti che il primo addendo del secondo membro dell'equazione (6-6) rappresenta la potenza termica generata dai neutroni nel refrigerante; il secondo addendo è la potenza termica che il fluido riceve dal combustibile a causa della differenza di temperatura fra la superficie delle barre di *fuel* e quella del *coolant*; infine, il terzo addendo è dovuto al movimento del fluido all'interno del circuito.

Sia ora  $M = w_c c_c$  e  $\mu_c = c_c M_c$ , l'equazione (6-6) diventa:

$$\frac{dT_L}{dt} = \frac{1 - f_f}{\mu_c} \cdot P_0 \cdot \frac{n}{n_0} + \frac{\Omega}{\mu_c} \cdot T_f - \frac{2M + \Omega}{2\mu_c} \cdot T_L + \frac{2M - \Omega}{2\mu_c} \cdot T_E \quad (6-7)$$

ovvero

$$\frac{dT_L}{dt} = \frac{1 - f_f}{\mu_c} \cdot P_0 \cdot \frac{n}{n_0} + \frac{\Omega}{\mu_c} \cdot (T_f - T_c) + \frac{M}{\mu_c} (T_E - T_L). \quad (6-8)$$

## IL CIRCUITO PRIMARIO

Come introdotto nel capitolo 2, le pompe primarie spingono il fluido refrigerante/moderatore dal nocciolo del reattore, ove viene riscaldato dal calore emesso dalla reazione di fissione, al generatore di vapore (GV), ove si ha lo scambio termico con il fluido secondario e la conseguente generazione di vapore, e dal GV di nuovo al reattore.

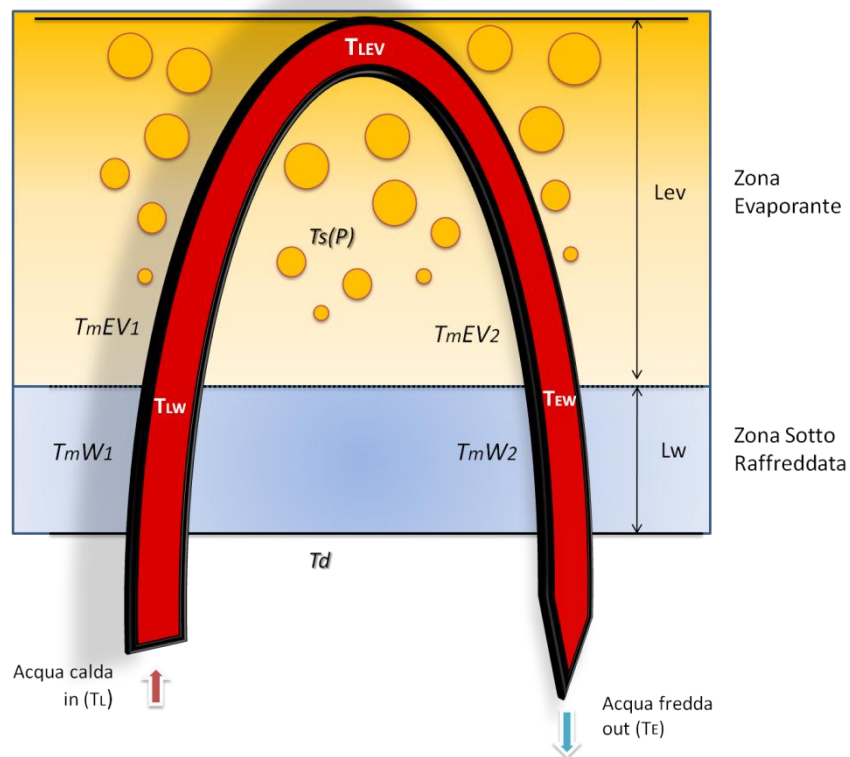
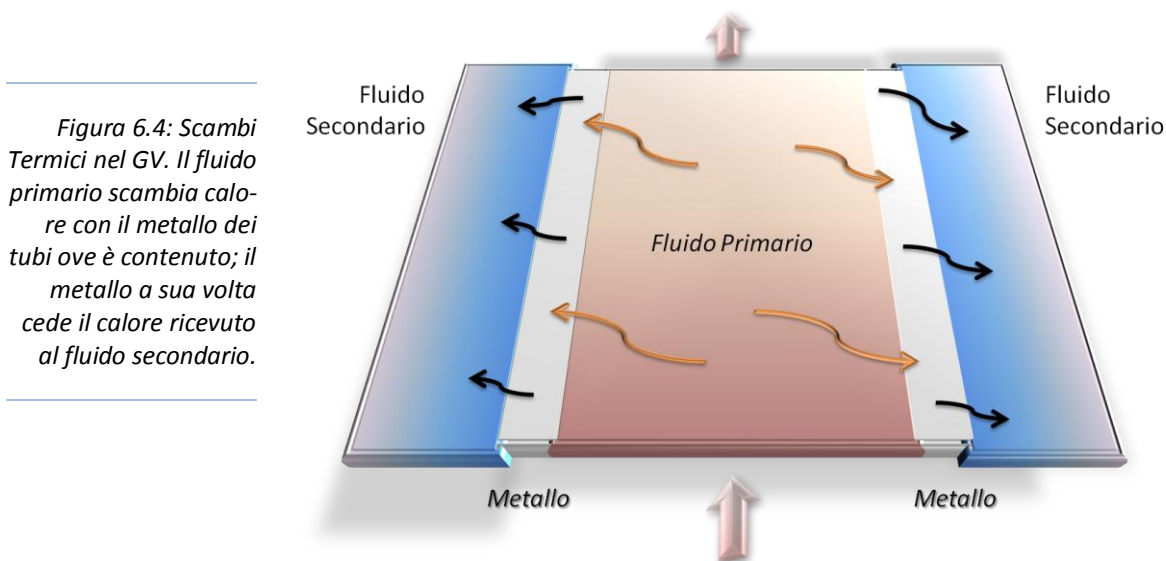


Figura 6.3: Scambiatore di calore nel generatore di vapore.

Al fine della modellazione, la porzione fondamentale del circuito primario, escluso il reattore, è il fascio tubiero all'interno del generatore di vapore: qui si hanno le principali variazioni delle condizioni termodinamiche del fluido. La presenza di più *loop* si semplifica, dal punto di vista modellistico, considerando un unico circuito primario equivalente. Si ipotizza, cioè, la presenza di un solo generatore di vapore in cui le caratteristiche geometriche (aree di scambio e volumi) sono la somma delle corrispondenti grandezze dei vari elementi che compongono i diversi *loop*. Siccome non è necessario descrivere l'impianto dettagliatamente nello spazio e nel tempo, ma solo nelle variazioni temporali delle grandezze utili ai fini del controllo, nella modellazione non si considerano elementi a parametri distribuiti, ma

solo elementi a parametri concentrati descritti da variabili mediate su ampi volumi di controllo del sistema. In particolare, all'interno del generatore di vapore si suddivide il circuito primario in due zone principali a dimensioni variabili: la zona sottoraffreddata e la zona evaporante. Inoltre, per poter distinguere la parte dei tubi del fascio in cui il flusso del refrigerante è ascendente da quella in cui il flusso è discendente (Figura 6.3), le due zone principali sono state suddivise, nel modello, in altre due regioni. Nel seguito, quest'ultime regioni verranno indicate come "tubi ascendenti" e "tubi discendenti" *tout court*. Infine, per descrivere lo scambio termico tra fluido primario e fluido secondario, si scrivono le equazioni di conservazione dell'energia considerando anche il metallo dei tubi del fascio interposto fra i due fluidi (Figura 6.4). Nel seguito si presentano le equazioni che descrivono gli scambi termici in queste zone individuate nel generatore di vapore.



## IL GENERATORE DI VAPORE (GV)

Per una descrizione dettagliata della struttura e del funzionamento del GV, si rimanda al capitolo 2. Ai fini modellistici (Figura 6.5) si descrivono la zona sottoraffreddata e la zona evaporante sia dal lato circuito primario sia dal lato del circuito secondario; infine, si analizza il comportamento del fluido secondario nella zona superiore del GV (*duomo*).

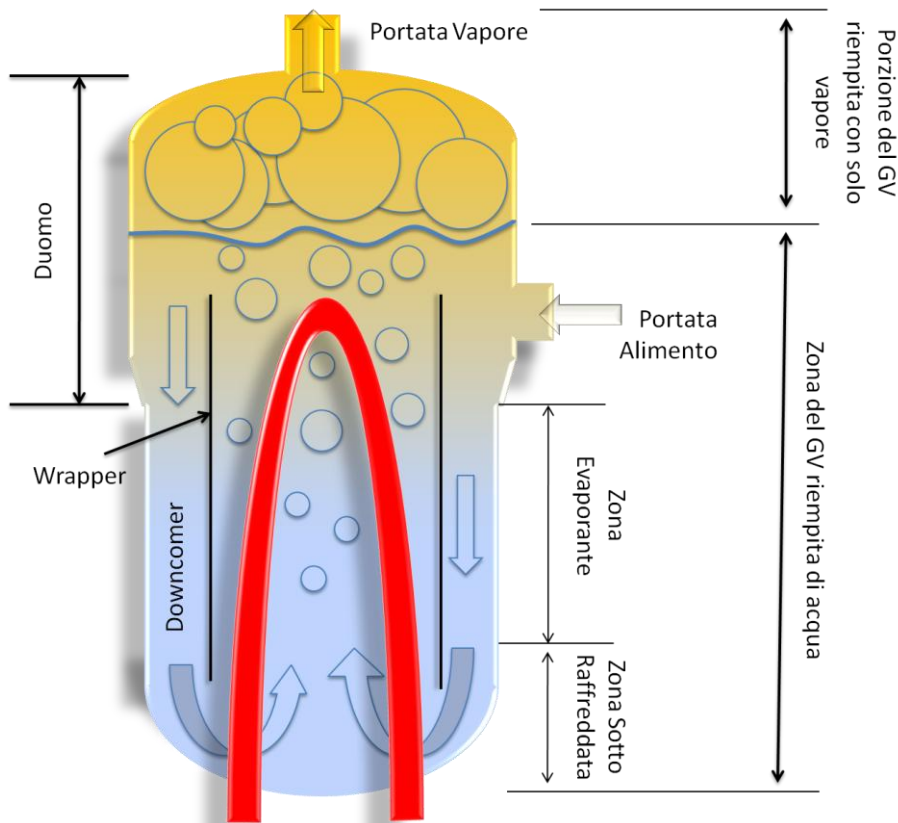


Figura 6.5: Generatore di vapore.

## Zona Sottoraffreddata

### Lato primario

La zona sottoraffreddata è la porzione di GV caratterizzata da una temperatura del fluido secondario inferiore a quella di saturazione. La sua lunghezza  $L_w$  lungo la direzione verticale varia in relazione al calore ricevuto dal circuito primario. La dinamica verrà descritta successivamente nell'ambito del relativo modello del generatore di vapore.

Le variabili e i parametri considerati sono i seguenti:

- Temperatura del fluido secondario, pari alla seguente media di temperature:  $\frac{T_d + T_s(p)}{2}$ , dove  $T_d$  è la temperatura dell'acqua secondaria in arrivo dal *downcomer* del GV e  $T_s(p)$  è la temperatura di saturazione dell'acqua alla pressione  $p$  presente nel GV stesso. Per semplicità, si considera una sola pressione media  $p$  in tutto il volume del GV.

- $T_{mW1}$  e  $T_{mW2}$ , temperatura del metallo dei tubi ascendenti e discendenti del circuito primario nella zona sottoraffreddata.
- $T_L$ , temperatura nella gamba calda del fluido in uscita dal reattore ed entrante nel GV.
- $T_{LW}$ , temperatura del fluido primario in uscita dalla zona sottoraffreddata nel tratto ascendente del fascio tubiero.
- $T_{EW}$ , temperatura del fluido primario in ingresso alla zona sottoraffreddata nel tratto discendente del fascio tubiero.
- $T_E$ , temperatura nella gamba fredda del fluido in uscita dal GV ed entrante nel reattore.
- $\rho_c$  e  $\rho_m$ , rispettivamente, densità del fluido primario e del metallo dei tubi del fascio tubiero.
- $A_p$  e  $A_m$ , rispettivamente, le sezioni di fluido primario e di metallo dei tubi.
- $c_m$ , calore specifico del metallo.
- $\gamma_p$ , coefficiente di scambio termico tra fluido primario e metallo dei tubi del primario.
- $\Omega_{p,int}$ , perimetro bagnato interno dei tubi del primario.
- $\gamma_w$ , coefficiente di scambio termico tra metallo dei tubi del primario e fluido secondario sotto raffreddato.
- $\Omega_{p,est}$ , perimetro bagnato esterno dei tubi del primario.

Le equazioni che descrivono gli scambi termici nella zona considerata sono le seguenti:

 **Tratto primario ascendente in contatto con zona sottoraffreddata.**


➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il fluido*

$$\begin{aligned} \rho_c A_p L_w c_c \frac{dT_{LW}}{dt} = \\ = w_c c_c \cdot (T_L - T_{LW}) - \gamma_p L_w \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{LW} + T_L}{2} - T_{mW1} \right) \end{aligned} \quad (6-9)$$



➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il metallo*

$$\begin{aligned} \rho_m A_m L_w c_m \frac{dT_{mW1}}{dt} = & \gamma_p L_w \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{LW} + T_L}{2} - T_{mW1} \right) + \\ & - \gamma_w L_w \Omega_{p,est} \cdot \left( T_{mW1} - \frac{T_d + T_s(p)}{2} \right) \end{aligned} \quad (6-10)$$

 **Tratto primario discendente in contatto con zona sottoraffreddata.**

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il fluido*

$$\begin{aligned} \rho_c A_p L_w c_c \frac{dT_E}{dt} = & \\ = w_c c_c \cdot (T_{EW} - T_E) - & \gamma_p L_w \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{EW} + T_E}{2} - T_{mW2} \right) \end{aligned} \quad (6-11)$$

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il metallo*

$$\begin{aligned} \rho_m A_m L_w c_m \frac{dT_{mW2}}{dt} = & \gamma_p L_w \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{EW} + T_E}{2} - T_{mW2} \right) + \\ & - \gamma_w L_w \Omega_{p,est} \cdot \left( T_{mW2} - \frac{T_d + T_s(p)}{2} \right) \end{aligned} \quad (6-12)$$

### Lato secondario

Per descrivere il comportamento del fluido secondario nella zona sottoraffreddata, occorre calcolare l'entalpia  $h_d$  del fluido che scende nel *downcomer*. A tal fine si può considerare il fluido come una miscela di acqua satura che ricade in seguito alla separazione dal vapore generato nella parte superiore del GV e di acqua alimento; pertanto si ha che:

$$h_d = H_{ls} - \frac{W_{ali}}{W_d} \cdot (H_{ls} - h_{ali}), \quad (6-13)$$

dove

- $H_{ls}$  è l'entalpia del liquido che ricade in condizioni di saturazione alla pressione  $p$  del fluido secondario, uniforme nel GV;
- $W_{ali}$  è la portata di acqua alimento;

- $W_d$  è la portata di acqua che ricircola nel *downcomer*;
- $h_{ali}$  è l'entalpia dell'acqua alimento.

Nota l'entalpia  $h_d$ , si può scrivere l'equazione che descrive la dinamica della lunghezza della zona sottoraffreddata  $L_w$  (Gentile, Zanetta, 1991):

$$A_R \cdot \left( \frac{H_{ls} - h_d}{2} \right) \cdot \left( \frac{\rho_d + \rho_{ls}}{2} \right) \cdot \frac{dL_w}{dt} = W_d (H_{ls} - h_d) - Q_w + \\ + A_R L_w \left[ \left( \frac{\rho_d + \rho_{ls}}{4} \right) \frac{dH_{ls}}{dp} - 1 - \left( \frac{H_{ls} - h_d}{4} \right) \frac{d\rho_{ls}}{dp} \right] \cdot \frac{dp}{dt} \quad (6-14)$$

dove

- $A_R$  è la sezione di passaggio del fluido secondario attraverso i tubi del circuito primario;
- $\rho_d$  è la densità dell'acqua che scende nel *downcomer*;
- $\rho_{ls}$  è la densità dell'acqua in condizioni di saturazione;
- $Q_w$  è il calore ceduto dal metallo alla zona sotto raffreddata ed è pari alla seguente:

$$Q_w = \gamma_w L_w \Omega_{p,est} \cdot \left( T_{mW1} - \frac{T_d + T_s(p)}{2} \right) + \\ + \gamma_w L_w \Omega_{p,est} \cdot \left( T_{mW2} - \frac{T_d + T_s(p)}{2} \right) \quad (6-15)$$

## Zona Evaporante

### Lato primario

La zona evaporante, di lunghezza  $L_{ev}$ , è la parte della porzione cilindrica del generatore di vapore in cui il fluido è in condizioni di saturazione.

Le variabili e i parametri considerati sono i seguenti:

- $T_s(p)$ , temperatura fluido secondario.
- $T_{mEV1}$  e  $T_{mEV2}$ , temperatura del metallo dei tubi ascendenti e discendenti del circuito primario nella zona evaporante.
- $T_{LEV}$ , temperatura del fluido primario in prossimità della sommità del fascio tubiero.
- $\gamma_{ev}$ , coefficiente di scambio termico tra metallo dei tubi del primario e fluido secondario in condizioni sature.

Le equazioni che descrivono gli scambi termici nella zona considerata sono le seguenti:

 **Tratto primario ascendente in contatto con zona evaporante.**

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il fluido*

$$\begin{aligned} \rho_c A_p L_{ev} c_c \frac{dT_{Lev}}{dt} = \\ = w_c c_c \cdot (T_{LW} - T_{Lev}) - \gamma_p L_{ev} \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{LW} + T_{Lev}}{2} - T_{mEV1} \right) \end{aligned} \quad (6-16)$$

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il metallo*

$$\begin{aligned} \rho_m A_m L_{ev} c_m \frac{dT_{mEV1}}{dt} = \gamma_p L_{ev} \Omega_{p,int} \left( \frac{T_{LW} + T_{Lev}}{2} - T_{mEV1} \right) + \\ - \gamma_{ev} L_{ev} \Omega_{p,est} \cdot (T_{mEV1} - T_s(p)) \end{aligned} \quad (6-17)$$

 **Equazioni tratto primario discendente in contatto con zona evaporante.**

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il fluido*

$$\begin{aligned} \rho_c A_p L_{ev} c_c \frac{dT_{EW}}{dt} = \\ = w_c c_c \cdot (T_{Lev} - T_{EW}) - \gamma_p L_{ev} \Omega_{p,int} \cdot \left( \frac{T_{EW} + T_{Lev}}{2} - T_{mEV2} \right) \end{aligned} \quad (6-18)$$

➤ *Equazione di conservazione dell'energia per il metallo*

$$\begin{aligned} \rho_m A_m L_{ev} c_m \frac{dT_{mEV2}}{dt} = \gamma_p L_{ev} \Omega_{p,int} \left( \frac{T_{EW} + T_{Lev}}{2} - T_{mEV2} \right) + \\ - \gamma_{ev} L_{ev} \Omega_{p,est} \cdot (T_{mEV2} - T_s(p)) \end{aligned} \quad (6-19)$$

### Lato secondario

Nella cosiddetta "zona evaporante" del generatore di vapore, il fluido secondario, essendo in condizioni di saturazione, inizia ad evaporare e il vapore generato sale verso l'alto a causa della minore densità. Questa zona è delimitata, in basso, dal confine variabile della zona sottoraffreddata e, in alto, dal limite superiore dei tubi a U del fascio tubiero. Nella zona evaporante, perciò, la miscela di acqua e vapore riceve calore dal primario in tutta la sua estensione verticale.

Sia  $r$  il calore di evaporazione, pari a  $H_{vs}(p) - H_{ls}(p)$ , dove  $H_{vs}(p)$  e  $H_{ls}(p)$  sono rispettivamente l'entalpia del vapore e del liquido in condizioni di saturazione alla pressione  $p$ , attuale del fluido.

Sia  $Q_{ev}$  il calore ceduto dal metallo al fluido secondario nella zona evaporante:

$$Q_{ev} = \gamma_{ev} L_{ev} \Omega_{p,est} \cdot (T_{mEV1} - T_s(p)) + \gamma_{ev} L_{ev} \Omega_{p,est} \cdot (T_{mEV2} - T_s(p)) \quad (6-20)$$

La quantità di vapore generata è (Gentile, Zanetta, 1991):

$$\Psi = \frac{Q_{ev}}{r} - \left[ \frac{\rho_{ls} V_{ls} T_s(p)}{r} \cdot \frac{dS_{ls}}{dp} + \frac{\rho_{vs} V_{vs} T_s(p)}{r} \cdot \frac{dS_{vs}}{dp} \right] \cdot \frac{dp}{dt}, \quad (6-21)$$

dove i pedici  $ls$  e  $vs$  si riferiscono al liquido e al vapore in condizioni sature, mentre  $V$  e  $S$  indicano volume ed entropia rispettivamente.

Le equazioni di conservazione della massa di liquido saturo  $M_{ls}$  e vapore saturo  $M_{vs}$  nella zona evaporante sono:

$$\frac{dM_{ls}}{dt} = W_d - \rho_{ls} A_R \frac{dL_w}{dt} - W_{lr} - \Psi \quad (6-22)$$

$$\frac{dM_{vs}}{dt} = \Psi - W_{vr}, \quad (6-23)$$

dove  $W_{lr}$  e  $W_{vr}$  sono le portate di liquido e vapore che escono dalla zona evaporante ed entrano nel duomo (cavità superiore).

Si considerino ora le seguenti relazioni:

$$M_{ls} = \rho_{ls} \cdot V_{ls} \quad (6-24)$$

$$M_{vs} = \rho_{vs} \cdot V_{vs} \quad (6-25)$$

$$V_{ls} + V_{vs} = A_R \cdot L_{ev}. \quad (6-26)$$

Dalle (6-22) e (6-24) si ha, dunque,

$$\frac{dV_{ls}}{dt} \rho_{ls} + V_{ls} \frac{d\rho_{ls}}{dt} = W_d - \rho_{ls} A_R \frac{dL_w}{dt} - W_{lr} - \Psi \quad (6-27)$$

e dalle (6-23) e (6-25) si ha:

$$\frac{dV_{vs}}{dt} \rho_{vs} + V_{vs} \frac{d\rho_{vs}}{dt} = \Psi - W_{vr}. \quad (6-28)$$

Dividendo entrambi i membri della (6-27) per  $\rho_{ls}$ , si ottiene:

$$\frac{dV_{ls}}{dt} + \frac{V_{ls}}{\rho_{ls}} \frac{d\rho_{ls}}{dt} = \frac{W_d - W_{lr} - \Psi}{\rho_{ls}} - A_R \frac{dL_w}{dt}. \quad (6-29)$$

Dividendo entrambi i membri della (6-28) per  $\rho_{vs}$ , si ottiene:

$$\frac{dV_{vs}}{dt} + \frac{V_{vs}}{\rho_{vs}} \frac{d\rho_{vs}}{dt} = \frac{\Psi - W_{vr}}{\rho_{vs}}. \quad (6-30)$$

Sommando la (6-29) membro a membro con la (6-30), si ottiene:

$$\left( \frac{dV_{vs}}{dt} + \frac{dV_{ls}}{dt} \right) + \frac{V_{ls}}{\rho_{ls}} \frac{d\rho_{ls}}{dt} + \frac{V_{vs}}{\rho_{vs}} \frac{d\rho_{vs}}{dt} = \frac{W_d - W_{lr} - \Psi}{\rho_{ls}} + \frac{\Psi - W_{vr}}{\rho_{vs}} - A_R \frac{dL_w}{dt}. \quad (6-31)$$

Ora, tenendo conto della (6-26) si può riscrivere la (6-31) come:

$$\begin{aligned} A_R \frac{dL_w}{dt} + A_R \frac{dL_{ev}}{dt} + \frac{V_{ls}}{\rho_{ls}} \frac{d\rho_{ls}}{dt} + \frac{V_{vs}}{\rho_{vs}} \frac{d\rho_{vs}}{dt} &= \\ &= \frac{W_d - W_{lr} - \Psi}{\rho_{ls}} + \frac{\Psi - W_{vr}}{\rho_{vs}}. \end{aligned} \quad (6-32)$$

Essendo  $L_{ev} = L_{tot} - L_w$ , dove  $L_{tot}$  è l'altezza costante dei tubi a U, il termine  $A_R \frac{dL_w}{dt} + A_R \frac{dL_{ev}}{dt}$  è nullo. Quindi dalla (6-22) moltiplicata

membro a membro per  $\rho_{vs}$  e ponendo  $\mu = \frac{\rho_{vs}}{\rho_{ls}}$ , l'equazione (6-32)

diventa:

$$V_{ls} \cdot \mu \frac{d\rho_{ls}}{dt} + V_{vs} \frac{d\rho_{vs}}{dt} = \mu \cdot (W_d - W_{lr}) + \Psi \cdot (1 - \mu) - W_{vr}. \quad (6-33)$$

Sostituendo, infine, (6-21) nella (6-33), si ottiene l'equazione della dinamica della pressione nella zona evaporante, considerata per semplicità uniforme in tutto il generatore di vapore:

$$\left[ V_{ls} \cdot \mu \frac{d\rho_{ls}}{dp} + V_{vs} \frac{d\rho_{vs}}{dp} + (1 - \mu) \left( \frac{\rho_{ls} V_{ls} T_s(p)}{r} \cdot \frac{dS_{ls}}{dp} + \frac{\rho_{vs} V_{vs} T_s(p)}{r} \cdot \frac{dS_{vs}}{dp} \right) \right] \frac{dp}{dt} = \mu \cdot (W_d - W_{lr}) - W_{vr} + \frac{Q_{ev}}{r} \cdot (1 - \mu). \quad (6-34)$$

Occorre poi calcolare la portata  $W_d$  di ricircolo, la cui entità dipende dalle differenti densità del fluido all'interno del circuito. La forza motrice che spinge l'acqua può essere espressa come segue:

$$f.m. = \rho_d \cdot g \cdot L_{ev} - \left( \frac{M_{ls} + M_{vs}}{A_R \cdot L_{ev}} \right) \cdot L_{ev} \cdot g, \quad (6-35)$$

in cui  $g$  è l'accelerazione di gravità ed  $M_{ls}$  e  $M_{vs}$  sono rispettivamente la massa di liquido e di vapore saturo già definite. Inoltre il termine fra parentesi rappresenta la densità media della miscela.

Da ciò è possibile scrivere la portata di ricircolo come:

$$W_d = \frac{f.m.}{k_d}, \quad (6-36)$$

con  $k_d$  una opportuna costante.

Sia infine  $z$  la massa complessiva di fluido secondario saturo nella zona evaporante, ossia la somma delle masse  $M_{ls}$  e  $M_{vs}$ . Sommando le due equazioni di conservazione (6-22) e (6-23) si ottiene

$$\frac{dz}{dt} = W_d - \rho_{ls} A_R \frac{dL_w}{dt} - W_{lr} - W_{vr}. \quad (6-37)$$

Dalla teoria termodinamica dei fluidi bifase (Appendice A) è possibile scrivere

$$W_{lr} = \left( \frac{1}{\alpha} - 1 \right) \cdot \frac{1}{\mu \cdot S} W_{vr}, \quad (6-38)$$

in cui la frazione di vuoto è pari ad  $\alpha = \xi \cdot \left( \frac{V_{vs}}{A_R L_{ev}} \right)$ , dove  $\xi$  è una co-

stante in genere pari a 2.

Ora dal sistema:

$$\begin{cases} V_{ls} \rho_{ls} + V_{vs} \rho_{vs} = z \\ V_{ls} + V_{vs} = A_R L_{ev} \end{cases} \quad (6-39)$$

risulta che

$$V_{ls} = \frac{1}{\rho_{ls} - \rho_{vs}} (z - \rho_{vs} A_R L_{ev}) \quad (6-40)$$

e

$$V_{vs} = \frac{1}{\rho_{ls} - \rho_{vs}} (-z + \rho_{ls} A_R L_{ev}) = \frac{A_R L_{ev}}{(1 - \mu)} [1 - z^*] \quad (6-41)$$

dove

$$z^* = \frac{z}{\rho_{ls} A_R L_{ev}}. \quad (6-42)$$

Considerando ora l'equazione (6-37) e sostituendovi le (6-36) e (6-38) usando anche la (6-42) si ottiene l'equazione differenziale della somma delle masse liquide e vapore nella zona evaporante:

$$\begin{aligned} \frac{dz}{dt} = & \frac{\rho_d \cdot g \cdot L_{ev} - \frac{z}{A_R} \cdot g}{k_d} - \rho_{ls} A_R \frac{dL_w}{dt} + \\ & - \left( 1 - \frac{1}{\mu \cdot S} + \frac{1}{\mu \cdot S} \frac{(1 - \mu)}{\xi} \frac{1}{(1 - z^*)} \right) \cdot W_{vr}. \end{aligned} \quad (6-43)$$

## Duomo

La porzione superiore del generatore di vapore, ove non c'è scambio con il fascio tubiero del primario, viene detta duomo e viene modellata come una cavità bifase: nella parte inferiore è presente liquido, mentre nella parte superiore vapore. Dal bocchello posto in cima al duomo viene prelevato il vapore necessario ad alimentare la turbina (Figura 6.6).

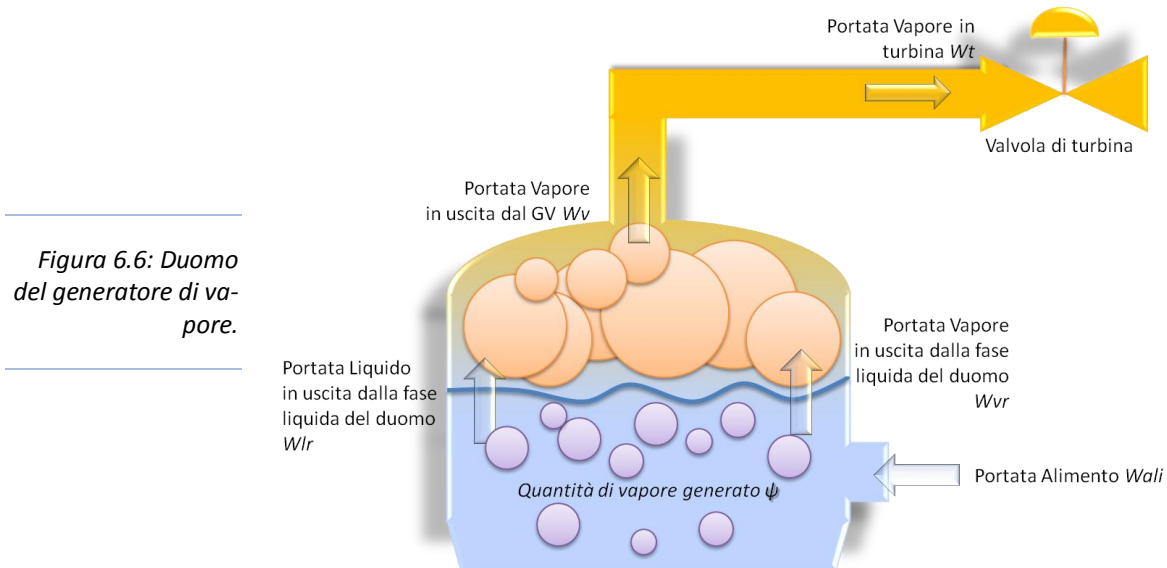


Figura 6.6: Duomo del generatore di vapore.

Sia  $M_l$  la massa di liquido in tutto in generatore di vapore, cioè:

$$M_l = M_{ld} + M_{lD} + M_{lev} + M_{lw}, \quad (6-44)$$

dove

- $M_{ld}$  è la massa di liquido del *downcomer*;
- $M_{lD}$  è la massa di liquido nel duomo;
- $M_{lev}$  è la massa di liquido nella zona evaporante;
- $M_{lw}$  è la massa di liquido nella zona sottoraffreddata.

Sia  $V_l$  il volume di fluido secondario contenuto nel GV fino alla quota corrispondente al livello  $y$ :

$$V_l = V_{vs} + \frac{M_{ld} + M_{lD}}{\rho_d} + \frac{M_{lev}}{\rho_{ls}} + \frac{M_{lw}}{\frac{\rho_d + \rho_{ls}}{2}}, \quad (6-45)$$

dove  $\rho_d$  è la densità del fluido nel *downcomer*.



Ora, dalla (6-44) si ricava che

$$M_{ld} + M_{lD} = M_l - M_{lev} - M_{lw}, \quad (6-46)$$

da cui si può riscrivere la (6-45), trascurando gli ultimi addendi poiché piccoli:

$$\begin{aligned} V_l &= V_{vs} + \frac{M_l - M_{lev} - M_{lw}}{\rho_d} + \frac{M_{lev}}{\rho_{ls}} + \frac{M_{lw}}{\frac{\rho_d + \rho_{ls}}{2}} = \\ &= V_{vs} + \frac{M_l}{\rho_d} - M_{lw} \left( \frac{1}{\rho_d} - \frac{1}{\frac{\rho_d + \rho_{ls}}{2}} \right) - M_{lev} \left( \frac{1}{\rho_d} - \frac{1}{\rho_{ls}} \right) = \\ &\cong V_{vs} + \frac{M_l}{\rho_d}. \end{aligned} \quad (6-47)$$

Quindi:

$$V_l = A_R \cdot L_R + A_D \cdot L_D \cong V_{vs} + \frac{M_l}{\rho_d} \quad (6-48)$$

dove  $A_R$ ,  $L_R$  e  $A_D$ ,  $L_D$  sono rispettivamente le sezioni e le altezze della parte inferiore del GV e del duomo.

Dalla (6-48) si ricava perciò che il livello del duomo, variabile nel tempo, è

$$L_D \cong \frac{V_{vs} + \frac{M_l}{\rho_d} - A_R \cdot L_R}{A_D}. \quad (6-49)$$

L'equazione di conservazione della massa  $M_l$  è:

$$\frac{dM_l}{dt} = W_{ali} - \Psi. \quad (6-50)$$

L'equazione di conservazione della sola massa di vapore nel duomo è

$$\frac{dM_{vD}}{dt} = V_{vD} \frac{d\rho_{vs}}{dp} \frac{dp}{dt} + \rho_{vs} \frac{dV_{vD}}{dt} = W_{vr} - W_v \quad (6-51)$$

dove  $V_{vD}$  è il volume di vapore nel duomo e  $W_v$  è la portata di vapore che esce dal duomo verso il tubo di adduzione verso la turbina. Il secondo addendo del secondo membro si può trascurare.  $V_{vD}$  è calcolabile come segue:

$$V_{vD} = A_D \cdot (L_{TOTD} - L_D) \quad (6-52)$$

in cui  $L_{TOTD}$  è l'altezza totale di tutto il duomo.

Infine, dalla (6-51) è possibile calcolare la  $W_{vr}$ :

$$W_{vr} = W_v + V_{vD} \frac{d\rho_{vs}}{dp} \frac{dp}{dt} \quad (6-53)$$

Tale espressione si sostituisce nell'equazione (6-34) e nella (6-38) per poter calcolare la pressione nel generatore di vapore.

## Tubo di Adduzione e Valvola di Turbina

Ai fini modellistici, l'equivalente del GV considerato è collegato mediante un tubo di adduzione alla valvola di ammissione del vapore in turbina. Sia  $p_t$  la pressione all'ingresso della valvola e  $K_v$  una opportuna costante di proporzionalità; la portata  $W_v$  è perciò

$$W_v = K_v \sqrt{\rho_{vs}(p - p_t)} \quad (6-54)$$

e la portata nella valvola di turbina è

$$W_t = K_t p_t \theta_t, \quad (6-55)$$

dove  $\theta_t$  è l'apertura della valvola. Da ciò si può scrivere l'equazione che descrive la dinamica della massa di vapore nel tubo di adduzione:

$$W_v - W_t = \frac{dM_{vs}}{dt} = V_{va} \left( \frac{d\rho_{vs}}{dp} \right)_{p_t} \frac{dp_t}{dt}, \quad (6-56)$$

dove  $V_{va}$  è il volume del tubo di adduzione.

## LA TURBINA

Per modellare il sistema turbina, si può fare riferimento allo schema semplificato di (Figura 6.7) in cui si evidenzia la presenza di un unico essiccatore – surriscaldatore (MSR) equivalente tra gli stadi di alta pressione e di bassa pressione della turbina stessa.

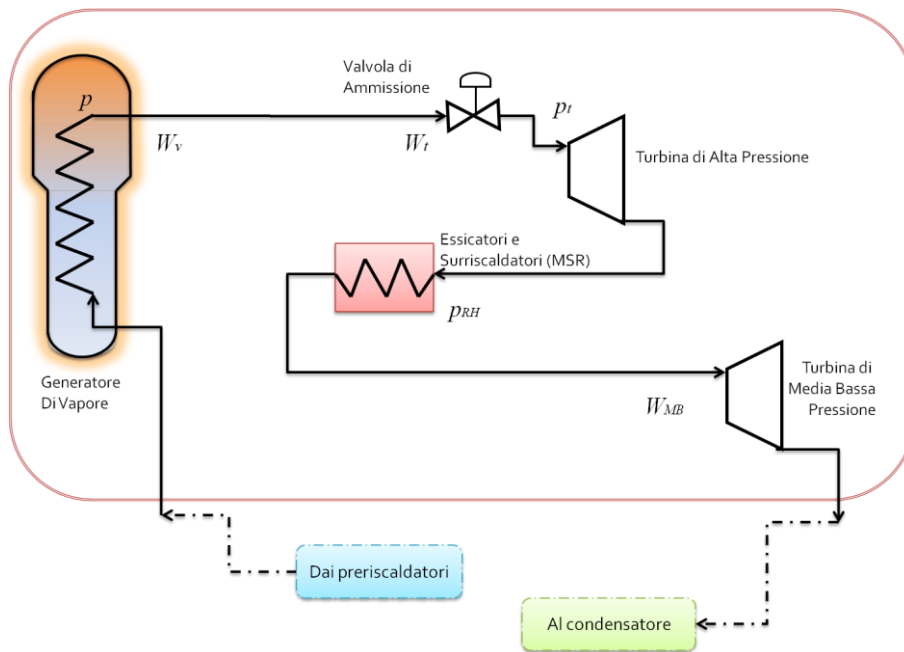


Figura 6.7: Schema del circuito secondario semplificato.

La potenza meccanica generata dalle turbine vale

$$P_m = P_{mA} + P_{mMB}, \quad (6-57)$$

dove i singoli addendi si riferiscono alla potenza meccanica generata dalle singole turbine di alta e media/bassa pressione; essi possono essere espressi come prodotto tra la rispettiva portata vapore ed il salto entalpico che il vapore subisce tra ingresso e uscita delle turbine. La (6-57) può essere riscritta normalizzata rispetto ai valori stazionari  $P_{m0}$ ,  $P_{mA0}$ ,  $P_{mMB0}$  e con riferimento alle variazioni rispetto ad essi:

$$\Delta P_m^* = \frac{P_{mA0}}{P_{m0}} \Delta P_{mA}^* + \frac{P_{mMB0}}{P_{m0}} \Delta P_{mMB}^*, \quad (6-58)$$

ossia, posto  $\alpha := \frac{P_{mA0}}{P_{m0}}$  e  $\beta := \frac{P_{mMB0}}{P_{m0}}$ , si ha che

$$\Delta P_m^* = \alpha \cdot \Delta P_{mA}^* + \beta \cdot \Delta P_{mMB}^* . \quad (6-59)$$

Dato che

$$P_{m0} = P_{mA0} + P_{mMB0} , \quad (6-60)$$

dividendo quest'ultima per  $P_{m0}$ , si ottiene che

$$\beta = 1 - \alpha . \quad (6-61)$$

Ricordando ora, che la portata di vapore  $W_t$  entrante in turbina di alta risulta proporzionale all'apertura della valvola di ammissione (equazione (6-55)<sup>22</sup>) e, data la proporzionalità tra pressione e portata nella turbina di bassa pressione si può scrivere:

$$W_{MB} = k_{RH} \cdot p_{RH} , \quad (6-62)$$

dove,  $k_{RH}$  e  $p_{RH}$  sono, rispettivamente, il coefficiente di proporzionalità e la pressione dei surriscaldatori posti fra i due stadi di turbina e considerando – quindi – la presenza di una valvola ideale sempre aperta fra stadio di alta a media/bassa pressione.

Scrivendo, perciò, l'equazione di conservazione della massa per i surriscaldatori, si ottiene

$$\frac{dM_{RH}}{dt} = W_t - W_{MB} , \quad (6-63)$$

in cui  $M_{RH}$  è la massa di fluido contenuta nei riscaldatori.

---

<sup>22</sup>  $W_t$  non coincide con la portata che esce dai generatori di vapore, perché un po' di vapore vivo serve per alimentare i MSR; tuttavia, per semplicità, qui si trascura tale differenza.

Esprimendo quest'ultima come prodotto fra il rispettivo volume e la rispettiva densità, si può riscrivere il primo membro della (6-63) come:

$$\begin{aligned} \frac{dM_{RH}}{dt} &= \frac{d(V_{RH} \cdot \rho_{RH})}{dt} = V_{RH} \cdot \left( \frac{d\rho_{RH}}{dt} \right) + \rho_{RH} \cdot \left( \frac{dV_{RH}}{dt} \right) \approx \\ &\approx V_{RH} \cdot \left( \frac{d\rho_{RH}}{dp} \right)_{T_{RH}=\text{cost}} \cdot \left( \frac{dp_{RH}}{dt} \right), \end{aligned} \quad (6-64)$$

in cui si è trascurata la variazione lenta di temperatura nei surriscaldatori. Ora, considerando la (6-62) la (6-64), la (6-63) diviene

$$V_{RH} \cdot \left( \frac{d\rho_{RH}}{dp} \right)_{T_{RH}=\text{cost}} \cdot \left( \frac{dp_{RH}}{dt} \right) = W_t - k_{RH} \cdot p_{RH}. \quad (6-65)$$

Considerando un regime, per cui

$$W_{t0} = W_{MB0} = k_{RH} \cdot p_{RH0} := W_0, \quad (6-66)$$

si ottiene che la (6-65) espressa alle variazioni e normalizzata è la seguente:

$$\tau_{RH} \cdot \left( \frac{d\Delta p_{RH}}{dt} \right) = \Delta W_t^* - \Delta p_{RH}^*, \quad (6-67)$$

dove

$$\tau_{RH} = \frac{V_{RH}}{W_0} \cdot p_{RH0} \left( \frac{d\rho_{RH}}{dp} \right)_{T_{RH}=\text{cost}}. \quad (6-68)$$

Perciò, dalla (6-67) si ha che, in termini di trasformata di Laplace,

$$\Delta p_{RH}^* = \frac{\Delta W_t^*}{1 + s \cdot \tau_{RH}}. \quad (6-69)$$

Inoltre, dalla (6-62), si ha che

$$\Delta p_{RH}^* = \Delta W_{MB}^*. \quad (6-70)$$

Trascurando il salto entalpico tra ingresso e uscita della turbina, si può, poi, scrivere che

$$\Delta P_{RH}^* = \Delta P_{mMB}^* = \Delta W_{MB}^* \quad (6-71)$$

Sostituendo la (6-70) nella (6-59) si ha:

$$\Delta P_m^* = \alpha \cdot \Delta P_{mA}^* + (1 - \alpha) \cdot \frac{\Delta W_t^*}{1 + s \cdot \tau_{RH}}, \quad (6-72)$$

ovvero, assumendo – come sopra – che  $\Delta P_{mA}^* = \Delta W_t^*$ , si ha

$$\Delta P_m^* = \alpha \cdot \Delta W_t^* + (1 - \alpha) \cdot \frac{\Delta W_t^*}{1 + s \cdot \tau_{RH}}, \quad (6-73)$$

da cui

$$\frac{\Delta P_m^*}{\Delta W_t^*} = \alpha + (1 - \alpha) \cdot \frac{1}{1 + s \cdot \tau_{RH}} = \frac{1 + s \cdot \tau_{RH} \cdot \alpha}{1 + s \cdot \tau_{RH}} \quad (6-74)$$

Siccome  $\Delta W_t^* = \Delta \theta_t^*$  si ha l'equazione che esprime il comportamento dinamico della potenza generata dalla turbina:

$$\frac{\Delta P_m^*}{\Delta \theta_t^*} = \frac{(1 + s \cdot \tau_{RH} \cdot \alpha)}{(1 + s \cdot \tau_{RH})} \quad (6-75)$$

Si osserva, da ultimo, come in questo modello non si sono considerati gli effetti dinamici legati ai volumi di vapore nelle valvole, negli stadi di turbina, nelle tubazioni di collegamento; essi si possono introdurre nel modello inserendo, ad esempio,  $n$  poli reali coincidenti con costante di tempo  $\tau_e$ :

$$\frac{\Delta P_m^*}{\Delta \theta_t^*} = \frac{1 + s \cdot \tau_{RH} \cdot \alpha}{1 + s \cdot \tau_{RH}} \cdot \frac{1}{(1 + s \cdot \tau_e)^n} \quad (6-76)$$

Nel caso in esame, si sono scelti, per le simulazioni, i valori di  $n$  pari a 2 e di  $\tau_e$  pari a 0.1 secondi (Maffezzoni, 1990).

## L'ALTERNATORE E LA FREQUENZA DI RETE

L'alternatore è una macchina sincrona il cui rotore è collegato all'albero posto in rotazione dalle turbine. In questa condizione, il campo magnetico creato dall'induttore (rotore) induce una tensione alternata negli avvolgimenti di armatura; la frequenza della tensione dipende dalla velocità del rotore. All'interno del generatore i campi magnetici di rotore e di armatura interagiscono creando una coppia di forze che si oppone al moto del rotore stesso. Si può scrivere, pertanto, il seguente bilancio:

$$J \frac{d\omega}{dt} = C_m - C_r, \quad (6-77)$$

dove,  $\omega$  e  $J$  sono rispettivamente la velocità angolare e il momento d'inerzia del rotore e  $C_m$  e  $C_r$  sono rispettivamente la coppia motrice generata dalle turbine e la coppia resistente che si genera nella macchina elettrica in opposizione al moto del rotore.

Grazie alla relazione che lega la potenza alla coppia, la (6-77) diventa:

$$J \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_m}{\omega} - \frac{P_r}{\omega}. \quad (6-78)$$

Siano  $\omega_0$  e  $P_0$  la velocità angolare e la potenza motrice e resistente in condizione di regime. Linearizzando nell'intorno dello stato di equilibrio, si ottiene

$$J \frac{d\Delta\omega}{dt} = \frac{\Delta P_m}{\omega_0} - \frac{\Delta P_r}{\omega_0}. \quad (6-79)$$

Infine, normalizzando le variabili rispetto al regime, si ricava che

$$T_a \frac{d\Delta\omega^*}{dt} = \Delta P_m^* - \Delta P_r^*, \quad (6-80)$$

dove  $T_a$  è detto *tempo di avviamento* e vale

$$T_a = J \frac{\omega_0^2}{P_0}. \quad (6-81)$$

Ora, considerando una rete elettrica che non accumula energia e non ha perdite di potenza e indicando con  $\Delta P_{LOAD}$  la sommatoria di tutte le variazioni di carico richieste, si può approssimare la variazione della pulsazione di rete in termini di trasformata di Laplace, come

$$\Delta\omega^* = \frac{\Delta P_m^* - \Delta P_{LOAD}^*}{s \cdot T_a}. \quad (6-82)$$

Queste considerazioni finali saranno fondamentali nel capitolo 10 in cui si considererà l'impianto nucleare all'interno dell'intera rete elettrica italiana e/o europea.



## Capitolo 7

# Implementazione del Modello, Linearizzazione ed Analisi RGA

---

**P**er realizzare il simulatore dell'impianto elettronucleare di cui si sono ricavati i modelli matematici, si è utilizzato il software MatLab®/Simulink®. In particolare, si è scelto il linguaggio C per implementare una *S-function*, attraverso cui si sono rappresentate le equazioni non lineari che descrivono il reattore ed il generatore di vapore; tale *S-function* costituisce il sottosistema principale di tutto il simulatore. I modelli di turbina, di alternatore e di carico della rete sono stati, diversamente, implementati mediante funzioni di trasferimento Simulink ed inseriti in cascata al sottosistema principale già opportunamente linearizzati attorno al punto di funzionamento analizzato.<sup>23</sup>

Nel capitolo,

- si elencano dettagliatamente quali sono le variabili (ingresso, uscita e stati) che descrivono il sottosistema principale e il sottosistema turbina-alternatore-rete;
- si mostrano i risultati di alcune simulazioni del sistema ad anello aperto imponendo una variazione della posizione delle barre di controllo e, successivamente, una variazione dell'apertura della valvola di turbina;
- si descrive la procedura di linearizzazione della parte non lineare del modello, mostrando un confronto fra i risultati ottenu-

---

<sup>23</sup> Il punto di funzionamento considerato per la linearizzazione è quello per cui l'impianto produce la potenza elettrica nominale di 900MWe.

ti con il modello linearizzato e quelli ricavati dal modello non lineare di partenza. Le equazioni non lineari sono state opportunamente normalizzate per facilitare al programma le operazioni di calcolo e garantire una migliore accuratezza dei risultati;

- si riporta nella parte conclusiva del capitolo una analisi RGA dell'impianto che permette di valutare il grado di interazione fra gli ingressi apertura valvola di turbina, passi delle barre, portata alimento, e le uscite potenza elettrica generata, pressione nel generatore di vapore e livello nel duomo.

## IL SOTTOSISTEMA PRINCIPALE

Il sottosistema principale comprende il modello del nocciolo del reattore nucleare (generazione del calore grazie alla reazione di fissione nucleare), del circuito primario (trasporto del calore) e del generatore di vapore (generazione del vapore necessario a muovere la turbina).

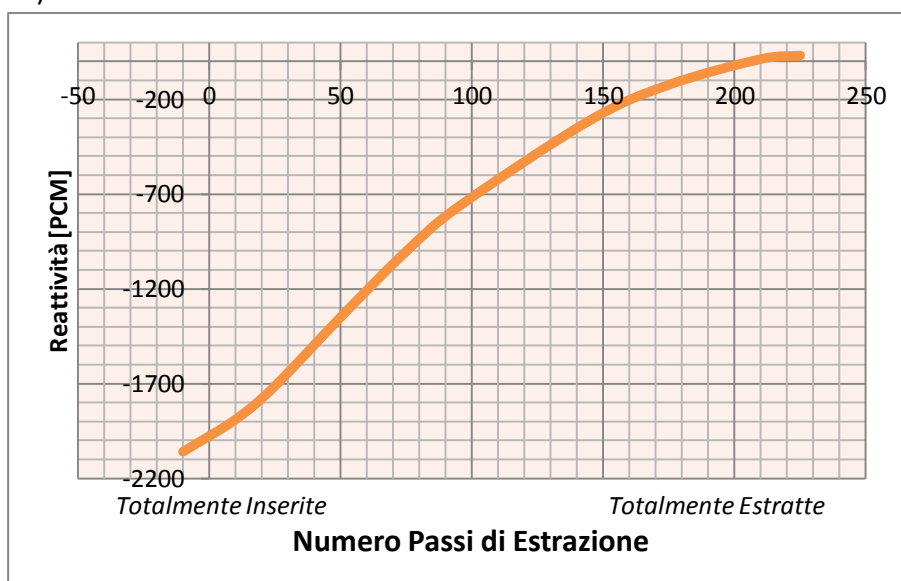


Figura 7.1: Andamento della reattività in PCM al variare del numero di passi.

## Le Variabili di Ingresso del Modello

Le variabili d'ingresso considerate sono sei:

1. portata del fluido nel circuito primario;
2. pressione del fluido nel circuito primario;
3. posizione delle barre di controllo;
4. portata dell'acqua alimento del generatore di vapore;
5. temperatura dell'acqua alimento del generatore di vapore;
6. apertura della valvola di turbina.

Le prime due variabili, portata del fluido nel circuito primario e pressione del fluido nel circuito primario, si sono mantenute costanti durante le simulazioni: l'azione delle pompe primarie e del pressurizzatore garantiscono molto efficacemente la costanza di portata e pressione del fluido refrigerante-moderatore.

I passi di estrazione delle barre di controllo sono fondamentali al fine di controllare la potenza termica prodotta dalla reazione. Le barre, infatti, introducono una certa reattività, positiva o negativa, in base alla loro posizione all'interno del nocciolo. Tale posizione è identificata proprio dal numero di passi di estrazione. In Figura 7.1 è indicato l'andamento non lineare della reattività in relazione al numero di passi di estrazione. Si nota che la reattività è prevalentemente negativa e solo per un piccolo intervallo di posizionamento è positiva.

La portata di acqua alimento è importante per mantenere il livello nel generatore di vapore costante, o comunque controllato al valore di riferimento desiderato nelle varie condizioni operative. Essa è la variabile di controllo gestita dal controllore di livello. L'acqua immessa nel GV entra ad una temperatura pressoché costante durante tutto l'intervallo di funzionamento dell'impianto (500 K).

Infine, l'apertura della valvola di turbina è fondamentale per controllare la portata di vapore in uscita dal GV e, di conseguenza, quanto vapore entri in turbina e, dunque, quanta potenza elettromeccanica l'impianto produca.

## Le Variabili di Uscita del Modello

Le variabili considerate di uscita sono quattro:

1. temperatura media del fluido primario;
2. potenza termica generata dal reattore;
3. portata di vapore che entra nella turbina;
4. livello dell'acqua nel duomo del generatore di vapore.

## Le Variabili di Stato del Modello

Le variabili di stato del sottosistema principale sono diciassette.

Quelle che descrivono il comportamento dinamico del reattore sono le seguenti:

1. concentrazione di neutroni nel volume del reattore;
2. concentrazione di precursori nel volume di combustibile;
3. temperatura del combustibile, considerata, per semplicità, al centro della sezione trasversale della barretta (temperatura massima);
4. temperatura del fluido refrigerante in uscita dal reattore.

Le variabili che descrivono il circuito primario sono le seguenti:

1. temperatura del fluido primario in uscita dalla zona sottoraffreddata nel tratto ascendente del fascio tubiero;
2. temperatura del metallo dei tubi ascendenti del circuito primario (zona sottoraffreddata);
3. temperatura del fluido primario in prossimità della sommità del fascio tubiero;
4. temperatura del metallo dei tubi ascendenti del circuito primario (zona evaporante);
5. temperatura del fluido primario in ingresso alla zona sottoraffreddata nel tratto discendente del fascio tubiero;
6. temperatura del metallo dei tubi discendenti del circuito primario (zona evaporante);
7. temperatura del fluido in uscita dal GV ed entrante nel reattore;
8. temperatura del metallo dei tubi discendenti del circuito primario (zona sottoraffreddata).

Le variabili di stato che descrivono il generatore di vapore e il tubo di adduzione alla turbina sono le seguenti:

1. pressione del vapore nel GV;
2. livello della zona sottoraffreddata;
3. somma della massa del liquido e del vapore in condizioni sature;
4. massa totale di liquido nel GV;
5. pressione all'ingresso della turbina.

## IL SOTTOSISTEMA TURBINA-ALTERNATORE-RETE

Il sottosistema turbina-alternatore-rete riceve in ingresso la portata di vapore che esce dal tubo di adduzione. In base a questa portata, si calcola quanta potenza si genera in turbina e a quale velocità il sistema turbina-alternatore ruota; quindi, si ricava di quanto varia la frequenza della tensione prodotta, rispetto al valore nominale di 50 Hz, introducendo, eventualmente, variazioni del carico di rete. La variabile di stato del modello della turbina è la massa di vapore contenuta nella macchina, mentre quella del modello dell'alternatore è la velocità di rotazione.

## L'IMPIANTO AD ANELLO APERTO

Studiare il comportamento dell'impianto ad anello aperto significa variare i segnali d'ingresso e osservare come evolvono nel tempo le uscite senza alcun intervento di sistemi di controllo, retroazionati o di *feed-forward*. Gli ingressi considerati, in questo caso, sono il numero di passi delle barre di controllo e l'apertura della valvola di turbina. Per queste analisi si considera, tuttavia, il livello di acqua nel genera-

tore di vapore stabilizzato da un controllore di livello che, variando la portata alimento nel generatore di vapore, mantiene il pelo libero dell'acqua al valore desiderato (Figura 7.2): infatti, tale controllore è di norma, considerato di basso livello nelle condizioni di funzionamento nominali. Si procede, pertanto, variando, rispetto alle condizioni di regime a massima potenza, il numero di passi delle barre e variando l'apertura della valvola di turbina.

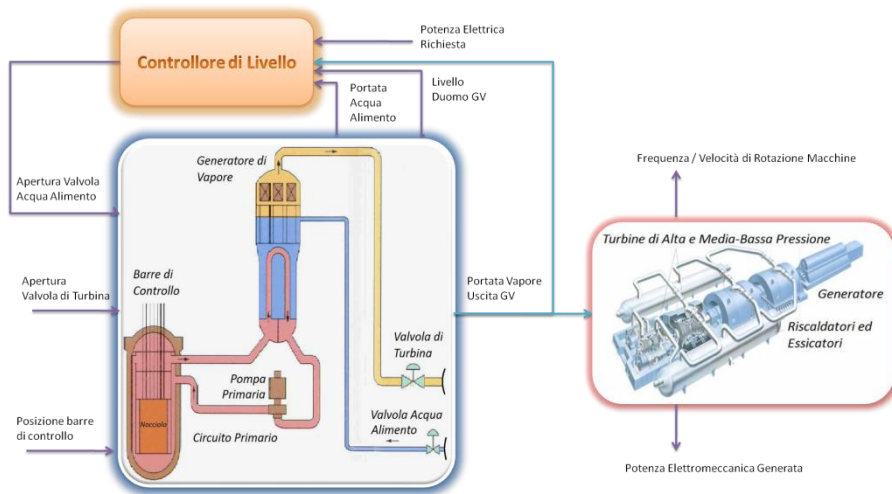


Figura 7.2: Schema a blocchi dell'impianto ad anello aperto. Si evidenziano i tre sottosistemi che lo compongono; oltre a quelli già descritti, nell'analisi ad anello aperto, si considera anche il controllore di livello.

## Variazione della Posizione delle Barre di Controllo

In questa simulazione si desidera ridurre la potenza prodotta dall'impianto agendo direttamente sulla reazione di fissione. Inserendo maggiormente le barre di controllo all'interno degli elementi di combustibile, si riduce il numero di neutroni che generano la scissione degli atomi e così anche la quantità di calore prodotta; infatti,

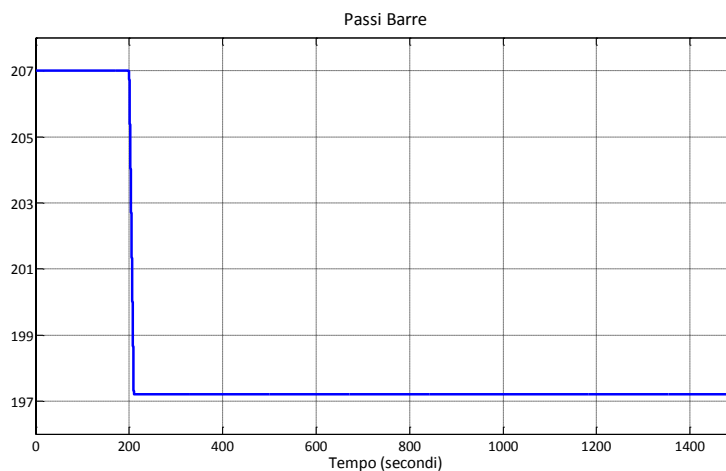


Figura 7.3: Variazione del numero di passi delle barre di controllo: -10 passi rispetto al regime precedente.

l'azione delle barre di controllo è proprio quella di assorbire i neutro-

ni impedendo loro di generare ulteriori fissioni. La velocità di movimento delle barre di controllo all'interno del reattore in condizioni di normale funzionamento è limitata. Pertanto la variazione imposta ai passi delle barre in queste simulazioni ad anello aperto è a rampa, con gradiente di  $-1.5 \text{ cm/s}$  ( $1 \text{ passo/s}$ ). (Figura 7.3). Di seguito si mostrano gli andamenti temporali delle grandezze più indicative, nei quali si nota che, al diminuire del numero di passi delle barre di controllo, la potenza termica del nuovo stato di regime diminuisce (Figura 7.4).

Figura 7.4: Potenza termica generata nel reattore.

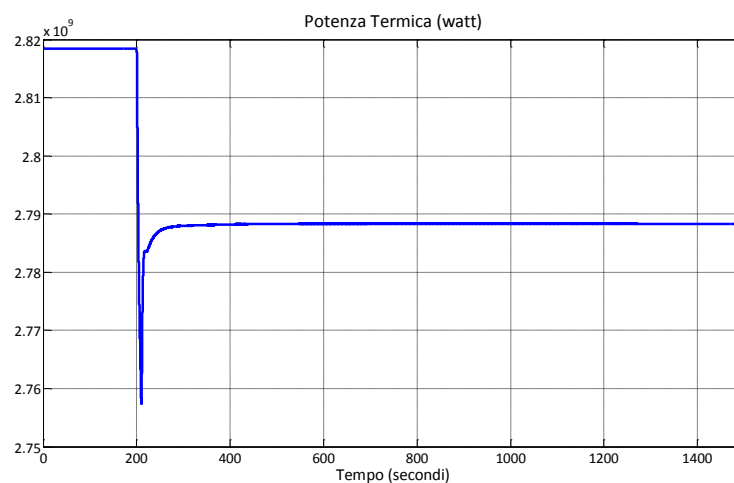
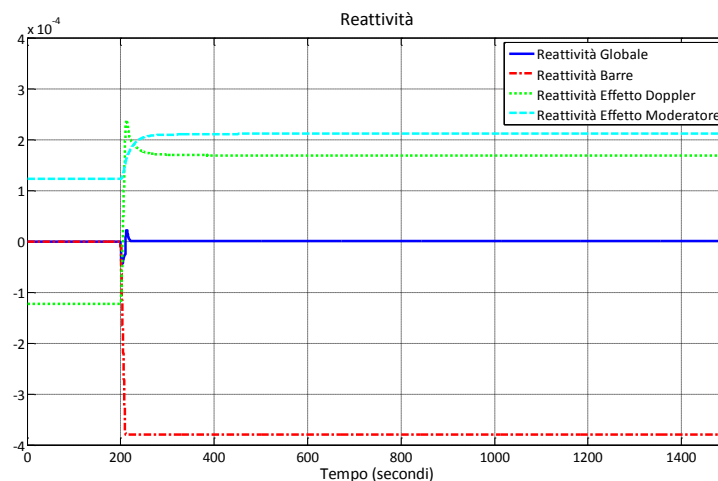


Figura 7.5: Reattività del reattore.



Importante, inoltre, è osservare gli andamenti dei diversi contributi che costituiscono la reattività (Figura 7.5), in particolare:

- la reattività dovuta alle barre scende molto rapidamente e si assesta attorno ad un valore negativo rispetto al regime di partenza, caratterizzato da una reattività nulla dovuta alle barre di controllo;
- la reattività dovuta all'effetto moderatore, accoppiata a quella dovuta all'effetto Doppler, interviene cercando di limitare l'antireattività introdotta dalle barre: esse riportano la reattività to-

tale ad un valore nullo, in modo da stabilizzare la potenza termica prodotta dal reattore.

Inoltre, ad anello aperto, si nota immediatamente che la temperatura media del fluido nel circuito primario (Figura 7.6) e, soprattutto, la pressione del vapore nel GV (Figura 7.7) variano notevolmente al mutare della potenza prodotta. Ciò non è auspicabile – come introdotto nel capitolo 3 – per mantenere l’impianto in condizioni di funzionamento ottimali.

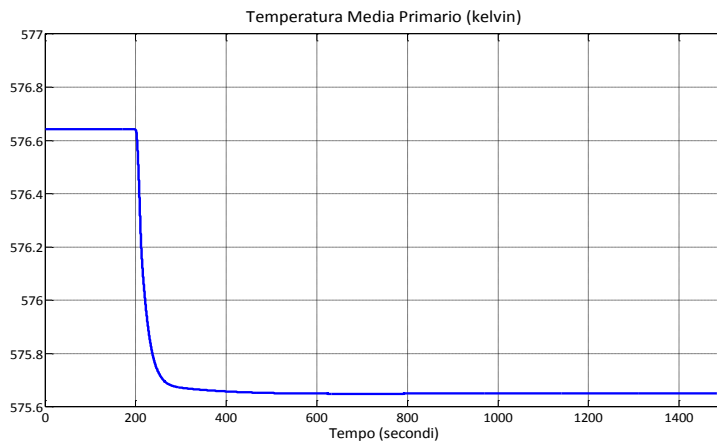


Figura 7.6: Temperatura media primario.

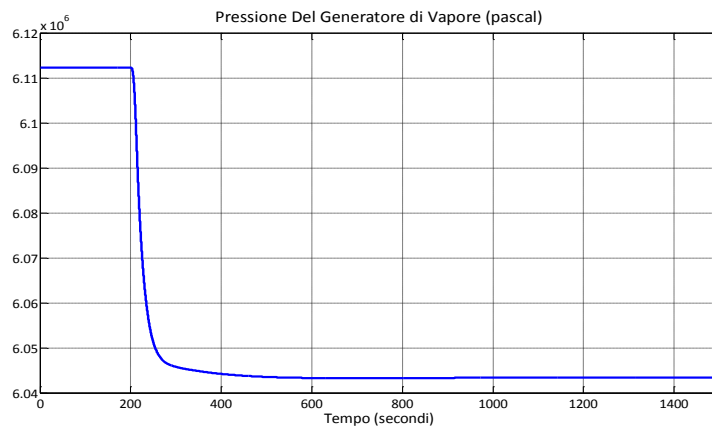


Figura 7.7: Pressione del vapore all’interno del generatore di vapore.

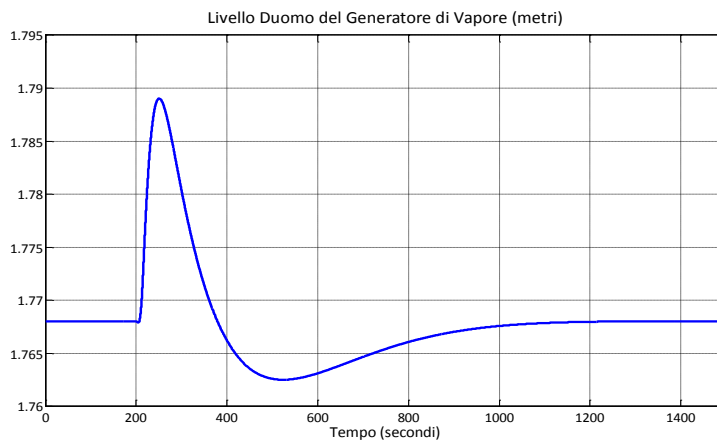
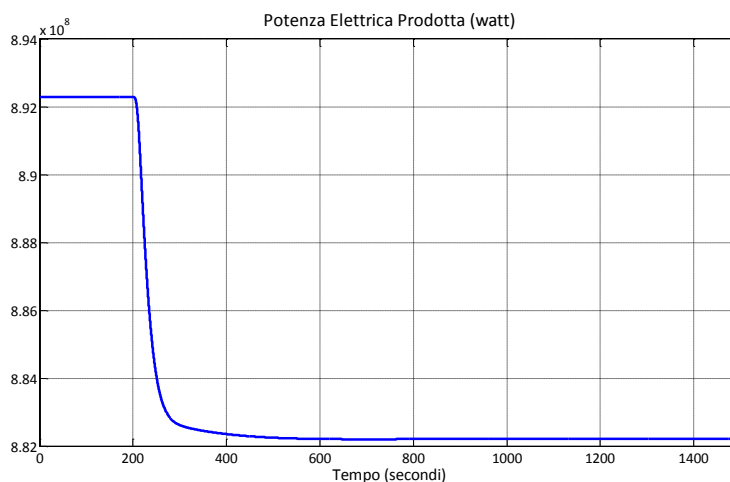


Figura 7.8: Livello del liquido all’interno del duomo del generatore di vapore.

Infine, si nota in Figura 7.8, il livello del GV ben controllato dal relativo controllore, la cui struttura interna sarà descritta nel capitolo successivo e, in Figura 7.9, la riduzione della potenza elettrica al variare dei passi delle barre.

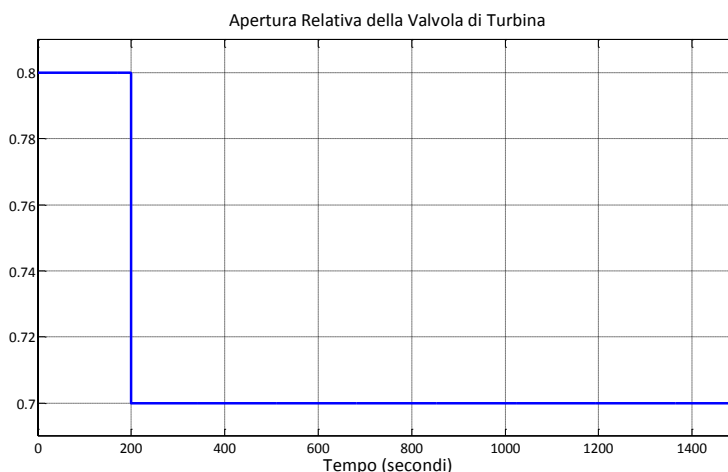
Figura 7.9: Potenza meccanica/elettrica prodotta dalla turbina.



## Variazione dell'Apertura della Valvola di Turbina

Mantenendo costante la posizione delle barre di controllo, in modo tale che la reattività introdotta dalle barre di controllo sia nulla, si chiude del 10% la valvola di turbina (Figura 7.10).

Figura 7.10: Variazione dell'apertura della valvola di turbina operata alla velocità massima, caratterizzata da un tempo di corsa di 0.3 secondi.



Durante questa simulazione, a causa della chiusura rapida della valvola, la portata di vapore che entra in turbina diminuisce molto velocemente (Figura 7.11); la potenza elettrica/meccanica prodotta dalle macchine rotanti ha un andamento simile (Figura 7.12). Evidentemente, a seguito della riduzione del vapore in uscita dal GV, la pressione del vapore subisce un ragguardevole aumento (Figura 7.13) e, di conseguenza, anche la temperatura del fluido secondario aumenta.



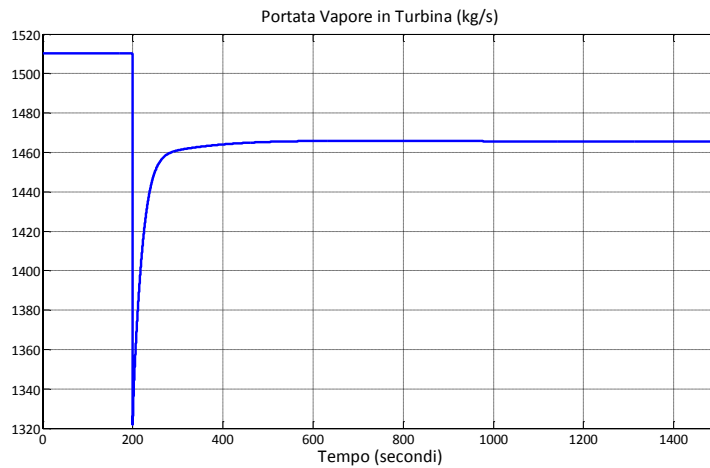


Figura 7.11: Portata vapore in turbina.

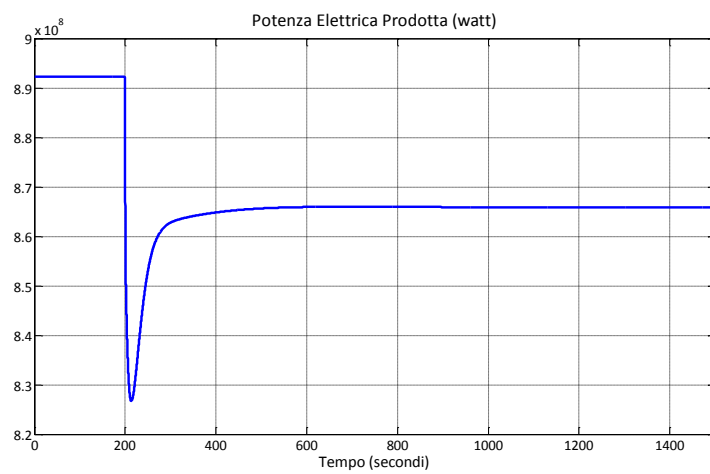


Figura 7.12: Potenza elettrica/meccanica prodotta dalla turbina e dall'alternatore.

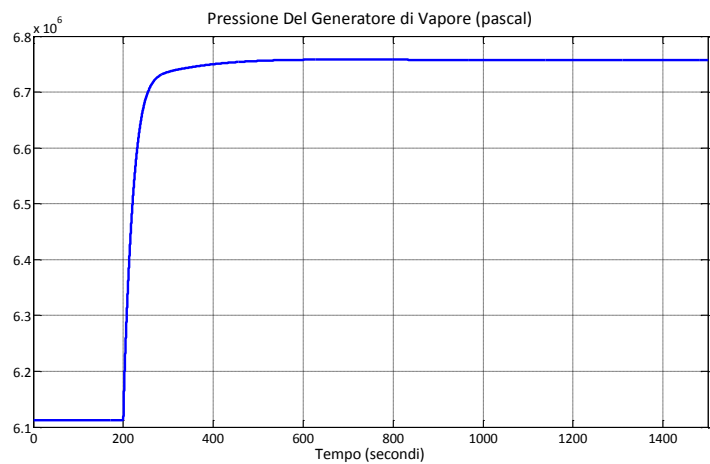


Figura 7.13: Pressione del vapore nel GV.

Ciò riduce la potenza scambiata fra circuito primario e secondario: infatti, essa è proporzionale alla differenza delle temperature dei due fluidi e, siccome la potenza fornita dal reattore rimane – almeno nei primi istanti – costante (il numero di passi delle barre non varia), la temperatura media del fluido del circuito primario aumenta rapidamente (Figura 7.14).

Ciò determina una diminuzione della densità del refrigerante con conseguente riduzione dell'effetto di moderazione dei neutroni, causando una diminuzione della reazione a catena e della potenza prodotta nel combustibile. La riduzione di potenza prodotta nel combustibile determina una riduzione della sua temperatura, con conseguente incremento di reattività per effetto Doppler che, a regime, bilancia la controreattività negativa del moderatore (Figura 7.14). Tali variazioni di temperatura rispetto ai valori di funzionamento a regime, come ormai noto, generano delle controreazioni in termini di reattività caratteristiche del tipo di impianto PWR considerato (Figura 7.15). Esse sono fondamentali per raggiungere una nuova situazione di equilibrio stabile, nella quale la potenza termica dal reattore sarà inferiore a quella del regime precedente (Figura 7.17).

Figura 7.14: Temperatura media del fluido primario.

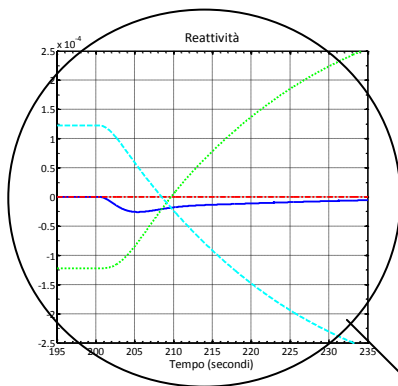
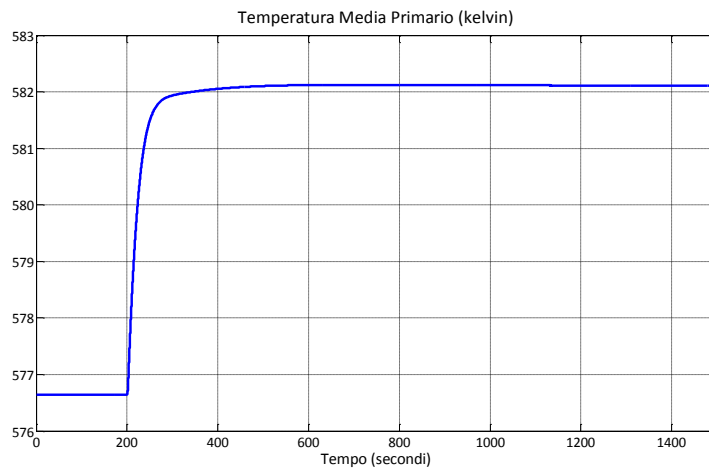
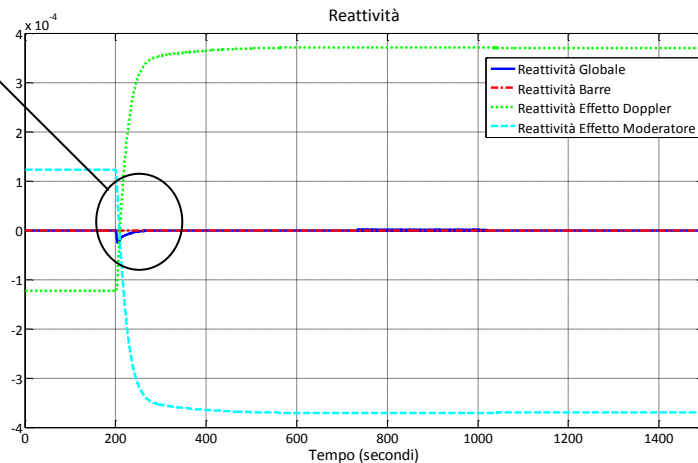


Figura 7.15: Reattività complessiva e diversi contributi dovuti agli effetti di controreazione. Si nota che la reattività dovuta alle barre di controllo è nulla in tutto l'intervallo di simulazione.



Infine, il livello del liquido nel duomo (Figura 7.16) subisce anch'esso delle variazioni, dovute alla variazione rapida di pressione, ma è riportato al valore desiderato dal controllore di livello, variando in modo opportuno la portata alimento (Figura 7.18).

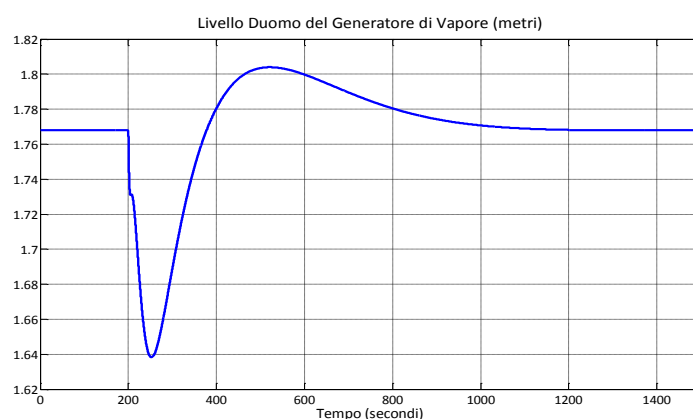


Figura 7.16: Livello del duomo del GV.

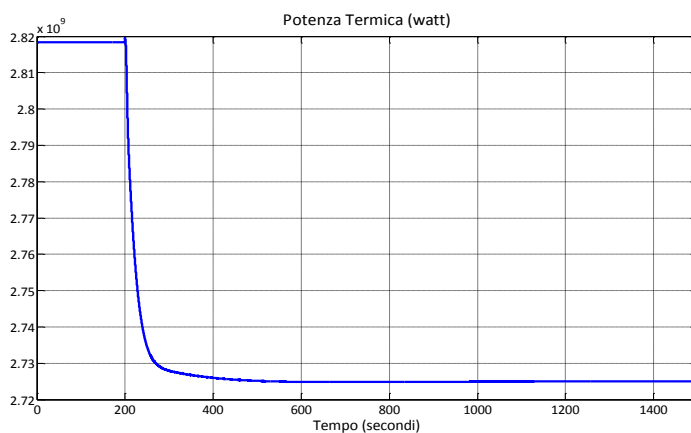


Figura 7.17: Potenza termica prodotta dal reattore nucleare.

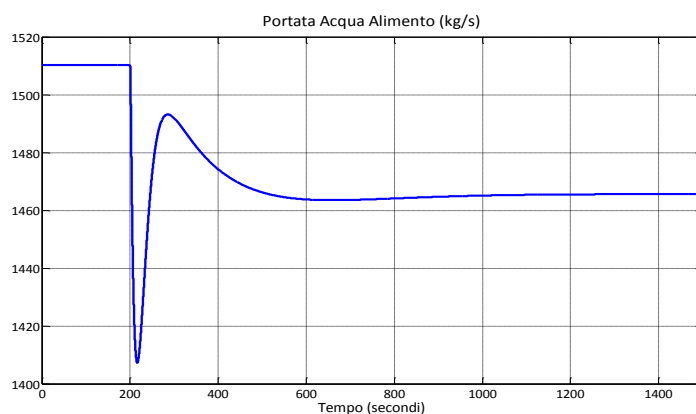


Figura 7.18: Portata di acqua alimento.

In questa simulazione, si nota il comportamento intrinsecamente stabile, già descritto nel capitolo 3, dell'impianto nucleare: in seguito ad una riduzione del carico desiderato (chiusura valvola di turbina), il reattore reagisce riducendo autonomamente la potenza prodotta. Tuttavia, l'inserimento dei controlli automatici/manuali è indispensabile per evitare che la pressione nel GV e la temperatura media del circuito primario subiscano ampie variazioni che, come in questo caso, porterebbero l'impianto a funzionare al di fuori dei *range* di funzionamento desiderati.

## LINEARIZZAZIONE

Il sottosistema principale, che descrive il comportamento del reattore e del generatore di vapore, presentato nel paragrafo precedente, è caratterizzato da equazioni differenziali non lineari. In generale, lo studio di fenomeni non lineari,  $y = f(x)$ , viene effettuato facendo variare  $x$  nell'intorno di un punto  $\bar{x}$  di particolare interesse, approssimando  $f(x)$  in tale intorno con la funzione lineare

$$y = f(\bar{x}) + \left[ \frac{df}{dx} \right]_{\bar{x}} \cdot (x - \bar{x}). \quad (7-1)$$

Da un punto di vista analitico, ciò equivale a sviluppare in serie di Taylor la funzione  $f(x)$  nell'intorno del punto  $\bar{x}$  e nel trascurare nello sviluppo i termini di ordine superiore al primo. Tale approssimazione è accettabile per valori di  $x$  poco distanti da  $\bar{x}$  e se, ovviamente, la derivata prima della funzione non è nulla.

Tale procedura può essere estesa ai sistemi dinamici non lineari a tempo continuo descritti dall'equazione di stato

$$\dot{x}(t) = f(x(t), u(t)), \quad (7-2)$$

e dalla trasformazione di uscita

$$y(t) = g(x(t), u(t)). \quad (7-3)$$

Immaginando di conoscere una soluzione di equilibrio  $(\bar{u}, \bar{x}, \bar{y})$  di un tale sistema, si possono sviluppare in serie di Taylor le funzioni (7-2) e (7-3) nell'intorno del punto di equilibrio e ottenere le seguenti approssimazioni:

$$\begin{aligned} f(x, u) &= f(\bar{x}, \bar{u}) + \left[ \frac{\partial f}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \cdot (x - \bar{x}) + \left[ \frac{\partial f}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \cdot (u - \bar{u}) \\ g(x, u) &= g(\bar{x}, \bar{u}) + \left[ \frac{\partial g}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \cdot (x - \bar{x}) + \left[ \frac{\partial g}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \cdot (u - \bar{u}). \end{aligned} \quad (7-4)$$

Ponendo, ora,  $\delta u(t) = u(t) - \bar{u}$ ,  $\delta x(t) = x(t) - \bar{x}$ ,  $\delta y(t) = y(t) - \bar{y}$  e ricordando che  $f(\bar{x}, \bar{u}) = 0$  e che  $g(\bar{x}, \bar{u}) = \bar{y}$ , l'equazione di stato e di uscita diventano

$$\begin{aligned}\delta\dot{x}(t) &= \left[ \frac{\partial f}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \delta x(t) + \left[ \frac{\partial f}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \delta u(t) \\ \delta y(t) &= \left[ \frac{\partial g}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \delta x(t) + \left[ \frac{\partial g}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \delta u(t).\end{aligned}\quad (7-5)$$

Queste equazioni costituiscono un sistema lineare, detto **sistema linearizzato**, caratterizzato dalle matrici  $A, B, C, D$  definite come segue:

$$\begin{aligned}A &= \left[ \frac{\partial f}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} ; B = \left[ \frac{\partial f}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} \\ C &= \left[ \frac{\partial g}{\partial x} \right]_{\bar{x}, \bar{u}} ; D = \left[ \frac{\partial g}{\partial u} \right]_{\bar{x}, \bar{u}}.\end{aligned}\quad (7-6)$$

Ad esempio, nel caso di un sistema di ordine  $n$ , la matrice  $A$  è la matrice  $n \times n$  che contiene tutte le derivate del vettore di funzioni  $f$  rispetto alle variabili di stato:

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix}_{\bar{x}, \bar{u}}.$$

Essa è detta **Jacobiano** di  $f$  rispetto a  $x$  (Piccardi e Rinaldi, 1998).

Nel caso del modello di impianto nucleare descritto in precedenza, a causa della notevole complessità delle equazioni che descrivono il circuito secondario, si è scelto di calcolare le matrici del sistema linearizzato utilizzando un metodo numerico. In particolare, le derivate dell' $i$ -esima funzione  $f$  rispetto agli stati e agli ingressi sono state ricavate come segue:

$$\begin{aligned}\frac{\partial f_i}{\partial x_j} &\approx \frac{\Delta f_i}{\Delta x_j} = \frac{f_i(\bar{x} + \Delta x(j)) - f_i(\bar{x})}{\Delta x_j} \quad \text{con } j=1 \dots n \quad (n=n^\circ \text{ stati}) \\ \frac{\partial f_i}{\partial u_k} &\approx \frac{\Delta f_i}{\Delta u_k} = \frac{f_i(\bar{x} + \Delta u(k)) - f_i(\bar{x})}{\Delta u_k} \quad \text{con } k=1 \dots m \quad (m=n^\circ \text{ ingressi}),\end{aligned}\quad (7-7)$$

ove  $\Delta x(j)$  è un vettore di dimensione  $n$  tutto nullo tranne che per la  $j$ -esima componente, pari a  $\Delta x_j$ , e, analogamente,  $\Delta u(k)$  è un vettore di dimensione  $m$  che ha tutte le componenti nulle, tranne la  $k$ -esima, pari a  $\Delta u_k$ .

In altri termini, si sono calcolati i valori delle funzioni  $f$  a seguito di una piccola perturbazione, rispetto al valore di equilibrio, delle singole variabili di stato e delle singole variabili di ingresso. In questo modo si sono ricavate le derivate approssimate indicate nella (7-7) e quindi le matrici  $A$  e  $B$ . Eseguendo la stessa procedura con le equazioni di uscita del sistema, si sono ricavate le matrici  $C$  e  $D$ .

Il punto di funzionamento principale attorno al quale ottenere un'approssimazione del modello non lineare dell'impianto è ovviamente quello nominale, in cui la potenza prodotta è circa 900 MWe. Per verificare l'adeguatezza di tale approssimazione, si sono eseguite alcune simulazioni, per confrontare il comportamento dinamico del modello linearizzato con quello del modello originario non lineare. In particolare, qui si riportano i confronti di quattro prove, di cui due prevedono una variazione positiva e negativa di 10 passi delle barre di controllo (poco più del 4% di variazione rispetto all'intero *range* di funzionamento), le altre due una variazione dell'apertura della valvola di turbina di  $\pm 0.1$ , pari al 10% della totale variazione. Per valutare quantitativamente la "bontà" del modello lineare si è calcolato l'errore relativo, in percentuale, dei valori di regime finali ottenuti per le varie grandezze, rispetto ai corrispondenti valori di regime calcolati con il modello non lineare. i valori di tali errori sono stati scritti nei grafici seguenti (dalla Figura 7.19 alla Figura 7.40).

## Variazioni della Posizione delle Barre di Controllo

In Figura 7.19 è riportata la variazione imposta alla posizione delle barre di controllo per entrambi i modelli considerati.

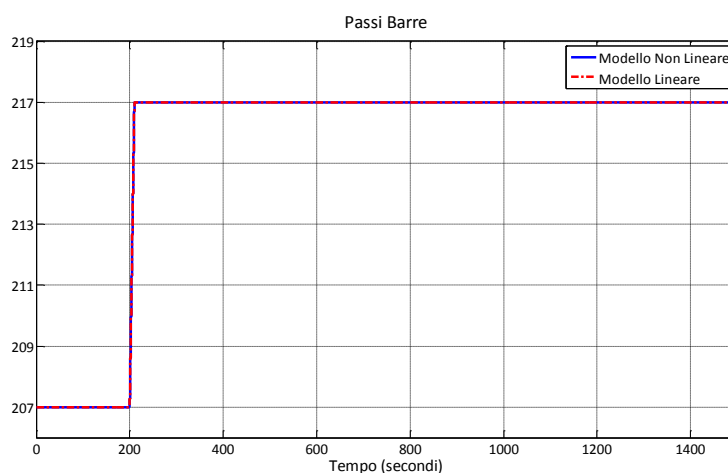


Figura 7.19: Variazione positiva di 10 passi della posizione delle barre di controllo.

Si nota, dai grafici delle grandezze principali, riportati dalla Figura 7.20 alla Figura 7.23, che il modello linearizzato descrive molto accuratamente la dinamica temporale dei transitori e errori a transitorio

esaurito molto contenuti. Una particolare osservazione riguarda l'andamento del livello del duomo nel generatore di vapore (Figura 7.24): infatti, ivi, è presente un controllore che mantiene, a transitorio esaurito, il livello ad un valore desiderato. Si osserva che il medesimo controllore opera molto bene sia nel modello non lineare sia in quello linearizzato.

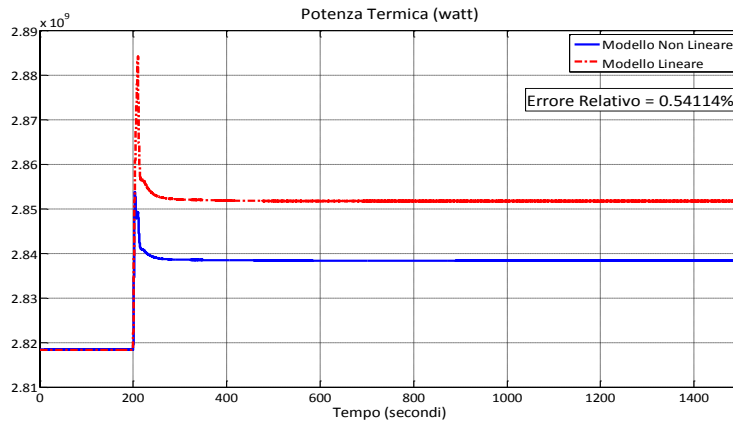


Figura 7.20: Potenza termica prodotta dal reattore.

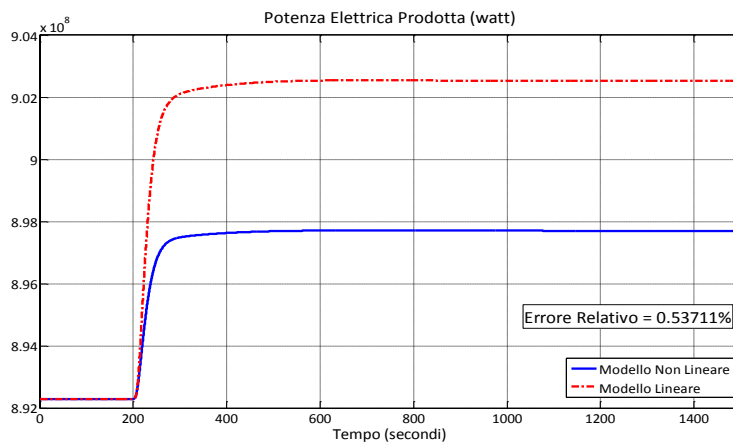


Figura 7.21: Potenza elettrica prodotta.

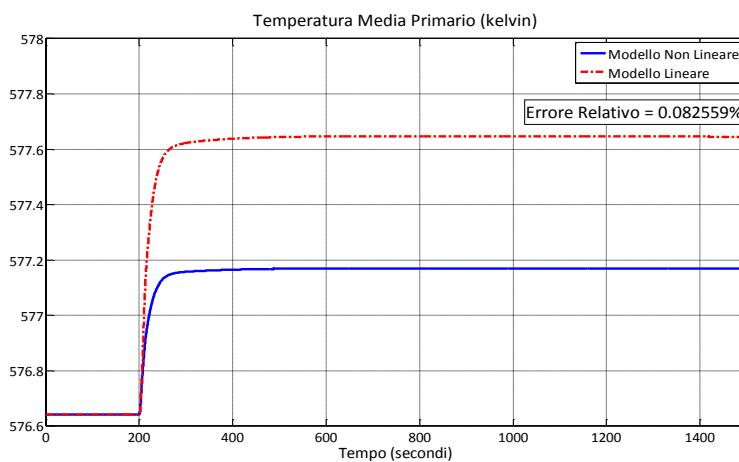


Figura 7.22: Temperatura Media del Circuito Primario.

Figura 7.23: Pressione nel generatore di vapore.

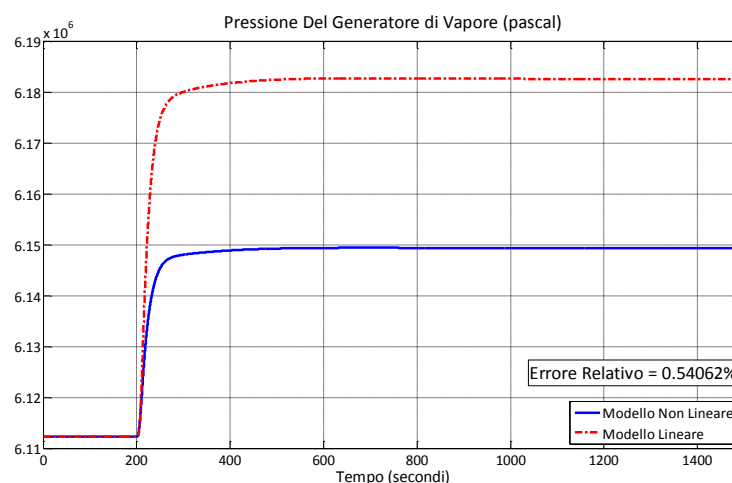
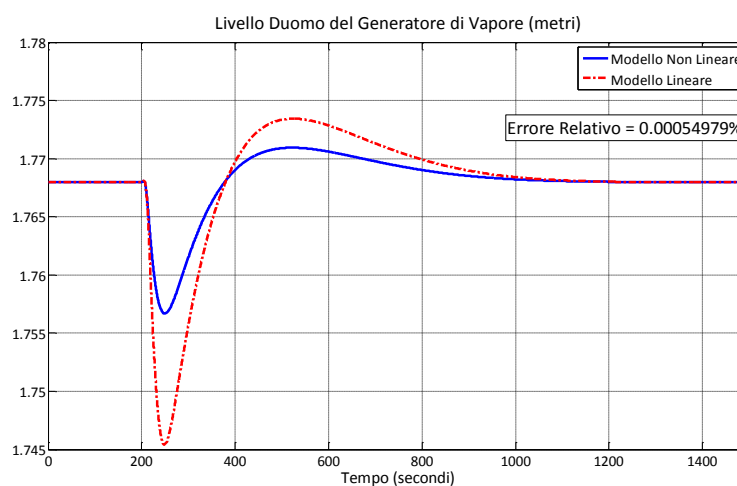


Figura 7.24: Livello del duomo del GV.



È fondamentale notare che la differenza evidenziata da questa simulazione fra il modello lineare e quello non lineare è dovuta essenzialmente alla notevole non linearità introdotta dalla relazione, mostrata in Figura 7.1, fra la reattività e i passi delle barre. Come si osserva, nell'intorno del punto di funzionamento nominale (207 passi) l'andamento della reattività rispetto ai passi delle barre è molto asimmetrico. Inoltre, la relazione è molto più non lineare per numero di passi superiori ai 207 rispetto a valori inferiori. Ciò appare evidente dai risultati mostrati di seguito (dalla Figura 7.25 alla Figura 7.29): variando i passi delle barre da 207 a 197 il modello lineare descrive quello non lineare praticamente senza alcun tipo di errore. Infine, tale asimmetria sarà evidente anche nelle simulazioni inerenti il controllo automatico tradizionale (capitolo 8), nelle quali si evidenzieranno differenze nel comportamento dell'impianto a seguito di sollecitazioni positive, rispetto a sollecitazioni negative, delle variabili rilevanti.



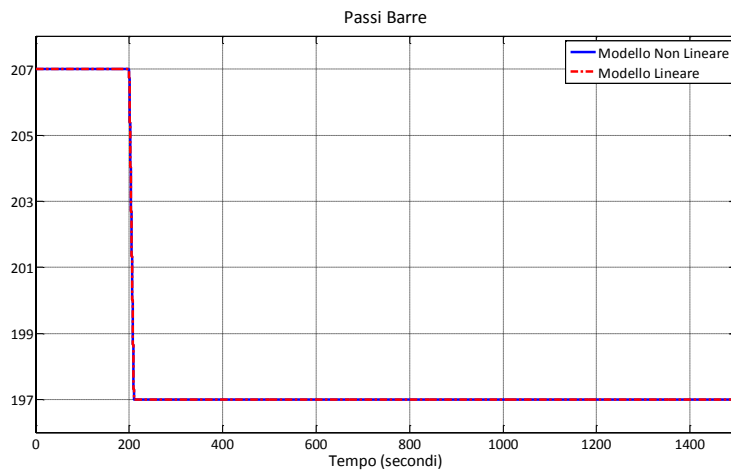


Figura 7.25: Variazione negativa di 10 passi della posizione delle barre di controllo, rispetto al valore nominale di 207.

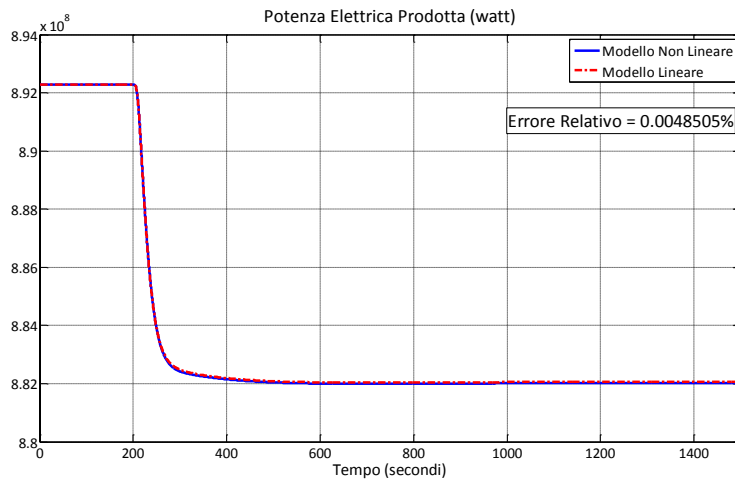


Figura 7.26: Potenza elettrica prodotta.

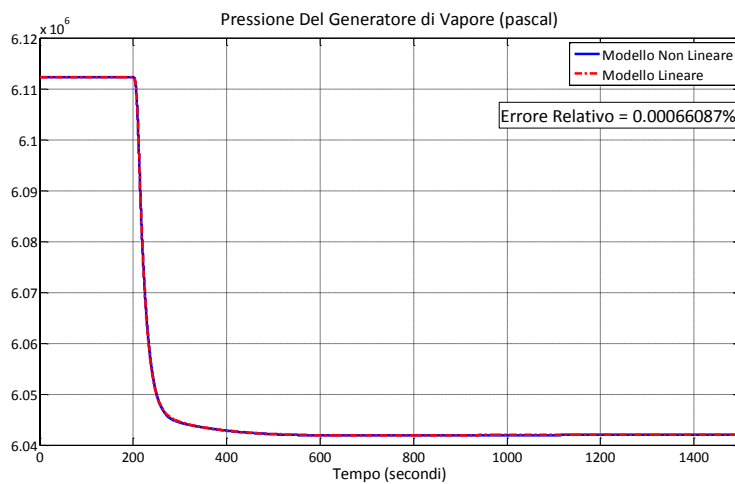


Figura 7.27: Pressione nel generatore di vapore.

Figura 7.28: Temperatura Media del fluido primario.

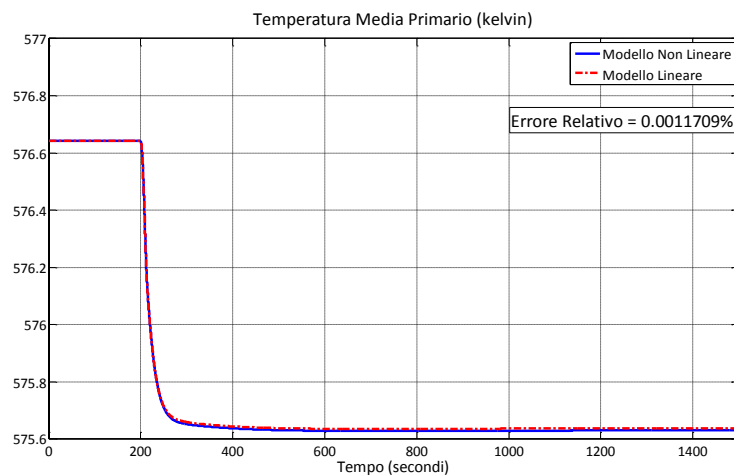
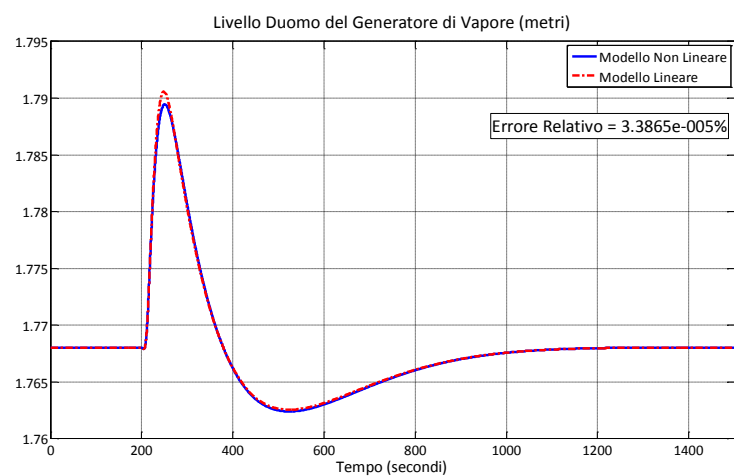


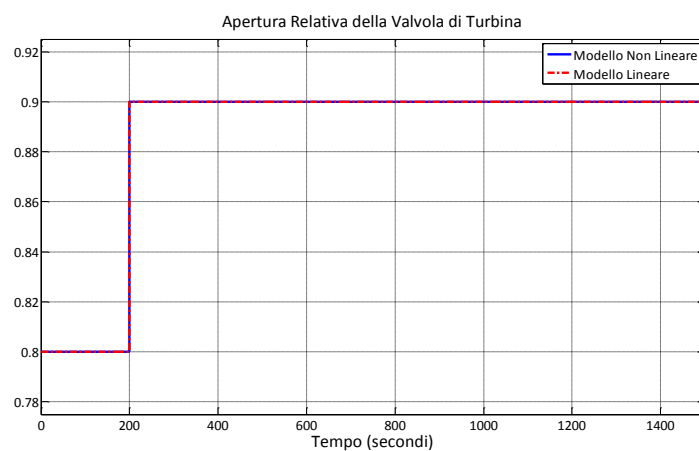
Figura 7.29: Livello del liquido nel duomo del GV.



## Variazioni dell'Apertura della Valvola di Turbina

Si riportano, dalla Figura 7.31 alla Figura 7.35, i risultati della simulazione con i due modelli dell'apertura della valvola di turbina mostrata in Figura 7.30.

Figura 7.30: Variazione positiva, di 0.1, della posizione della valvola di turbina.



Anche in questa simulazione, è evidente che il sistema linearizzato approssima molto bene quello non lineare, almeno nell'intorno del

punto di equilibrio scelto. Pertanto, nella progettazione del controllo si può utilizzare il sistema caratterizzato, nello spazio di stato, dalle matrici  $A, B, C, D$  trovate, o da una realizzazione equivalente, ovvero si può usare la relativa matrice di trasferimento.

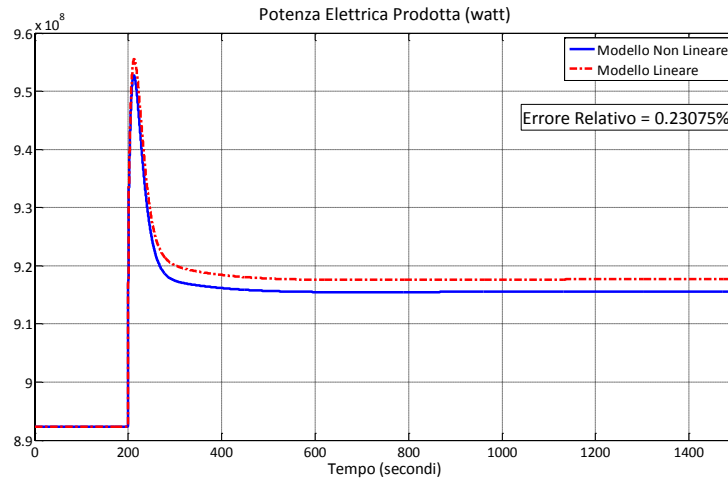


Figura 7.31: Potenza Elettrica Prodotta.

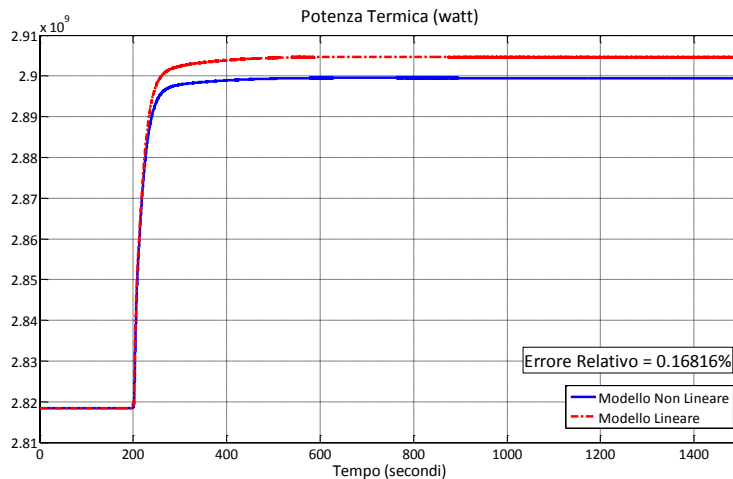


Figura 7.32: Potenza Termica.

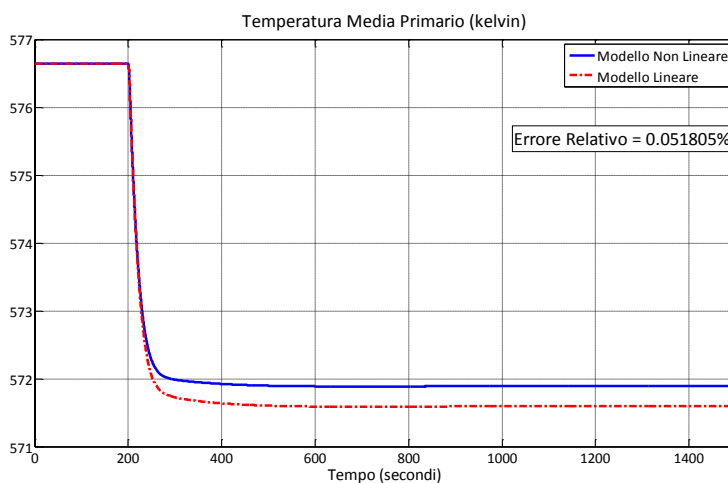


Figura 7.33: Temperatura Media Primario.

Figura 7.34: Pressione del Vapore nel GV.

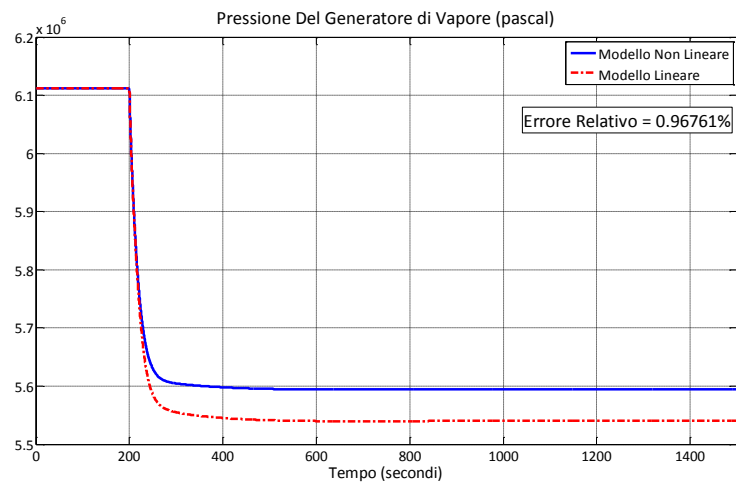
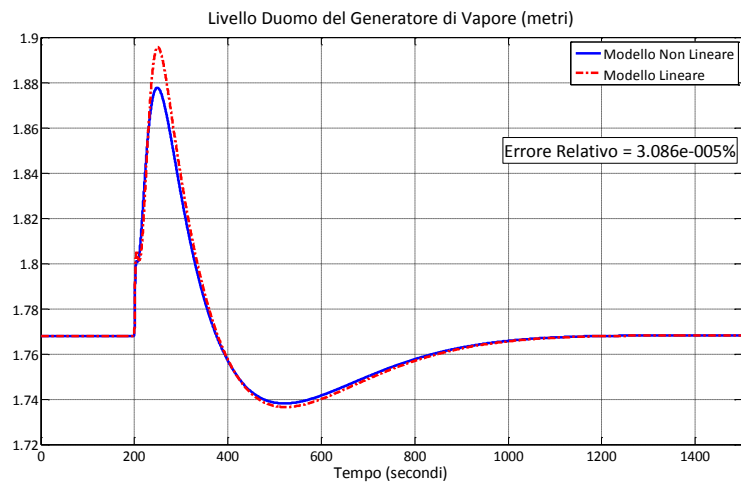
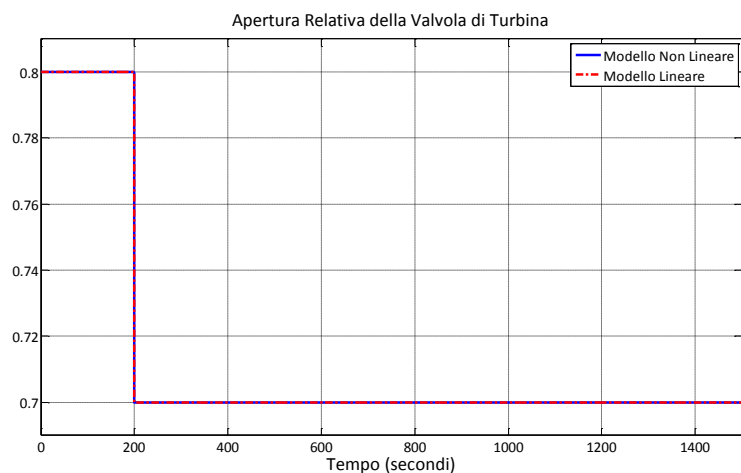


Figura 7.35: Livello del duomo del GV.



Di seguito (dalla Figura 7.37 alla Figura 7.40) sono riportati i risultati della simulazione della variazione negativa di apertura della valvola di turbina indicata in Figura 7.36.

Figura 7.36: Variazione negativa, di 0.1, della posizione della valvola di turbina.



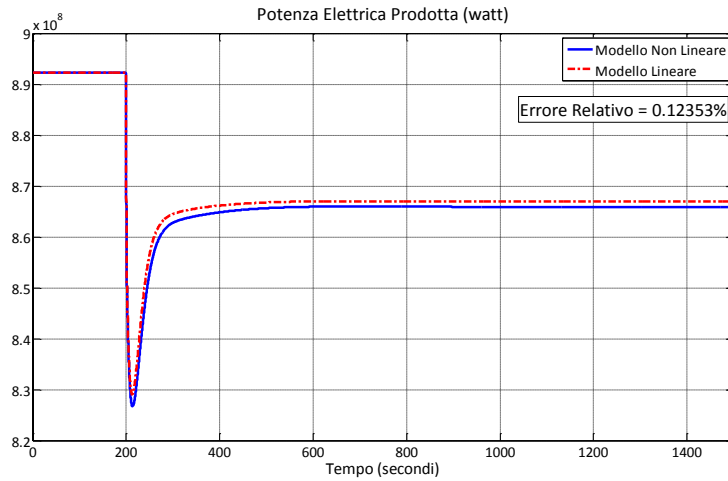


Figura 7.37: Potenza elettrica prodotta.

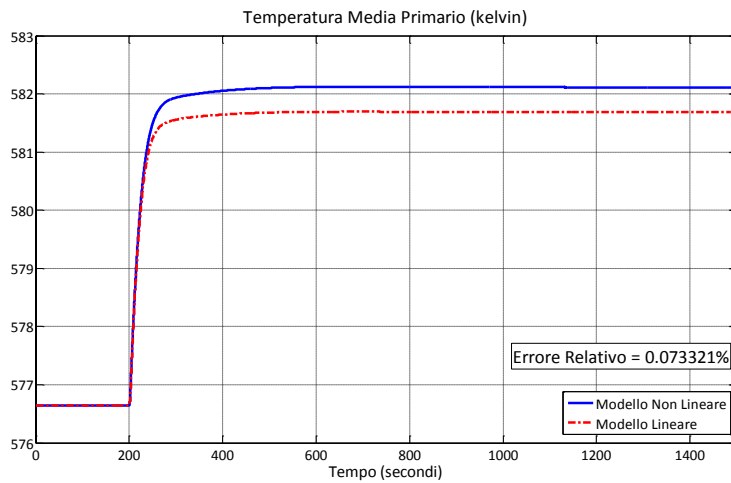


Figura 7.38: Temperatura media del fluido primario.

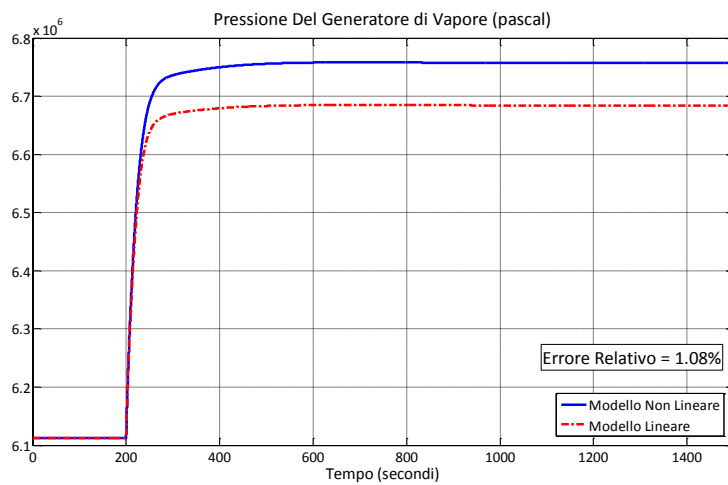
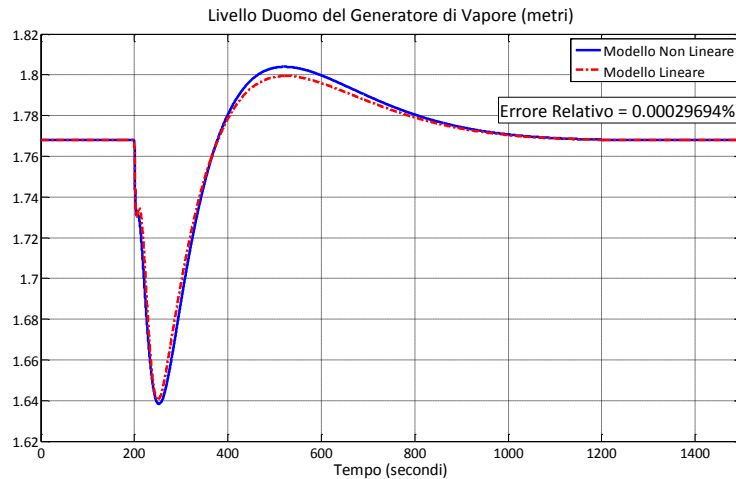


Figura 7.39: Pressione nel GV.

Figura 7.40: Livello nel duomo del GV.



Anche nelle simulazioni di variazione della posizione dell’apertura della valvola di turbina, si nota la “bontà” del modello lineare, soprattutto nel riprodurre la dinamica di evoluzione del sistema. Un po’ meno accurato risulta, invece, il calcolo del valore di regime. D’altra parte, sarà compito del controllo stabilizzare il sistema a valori desiderati, come appare evidente già dai grafici del livello nel duomo del generatore di vapore: il controllore in ogni caso riporta il valore di regime al *setpoint* desiderato.

## ANALISI RGA DEL MODELLO LINEARIZZATO

Ai fini dell’analisi RGA dell’impianto complessivo, il processo analizzato può essere ridotto a un sistema MIMO 3x3, in cui le uscite sono la potenza elettrica  $P_e$ , la pressione  $p$  del vapore nel GV e il livello  $L$  di acqua nel duomo, mentre gli ingressi sono l’apertura  $\theta_t$  della valvola di turbina, la posizione  $b$  delle barre di controllo (passi) e la portata  $W_{ali}$  di acqua alimento. Esso può essere rappresentato come segue:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} P_e \\ p \\ L \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} G_{W_{P_e}}(s) & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \tilde{G}_{11}(s) & \tilde{G}_{12}(s) & \tilde{G}_{13}(s) \\ \tilde{G}_{21}(s) & \tilde{G}_{22}(s) & \tilde{G}_{23}(s) \\ \tilde{G}_{31}(s) & \tilde{G}_{32}(s) & \tilde{G}_{33}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_t \\ b \\ W_{ali} \end{bmatrix} = \\ &= \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) & G_{13}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) & G_{23}(s) \\ G_{31}(s) & G_{32}(s) & G_{33}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_t \\ b \\ W_{ali} \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (7-8)$$

dove  $G_{ij}$  è la funzione di trasferimento fra l’ingresso  $j$ -esimo e l’uscita  $i$ -esima e  $\tilde{G}_{ij}$  è la funzione di trasferimento calcolata direttamente dalle matrici  $[A, B, C, D]$  ricavate durante la fase di linearizzazione, in-

fine  $G_{WP_e}$  è la funzione di trasferimento fra la portata vapore e la potenza elettrica. Dato che le variabili di stato sono 17 le  $\tilde{G}_{ij}$  sono del diciassettesimo ordine.

Per analizzare il sistema (7-8), pertanto, si calcola la matrice RGA a diverse frequenze. In Figura 7.41 sono mostrati gli andamenti dei moduli dei 9 elementi  $\lambda_{ij}$  della RGA. Si nota immediatamente che ad alta frequenza il sistema non presenta accoppiamenti, viceversa a bassa frequenza (banda fra 0.01 e 0.1 rad/s) gli accoppiamenti e le influenze reciproche sono notevoli per alcune variabili.

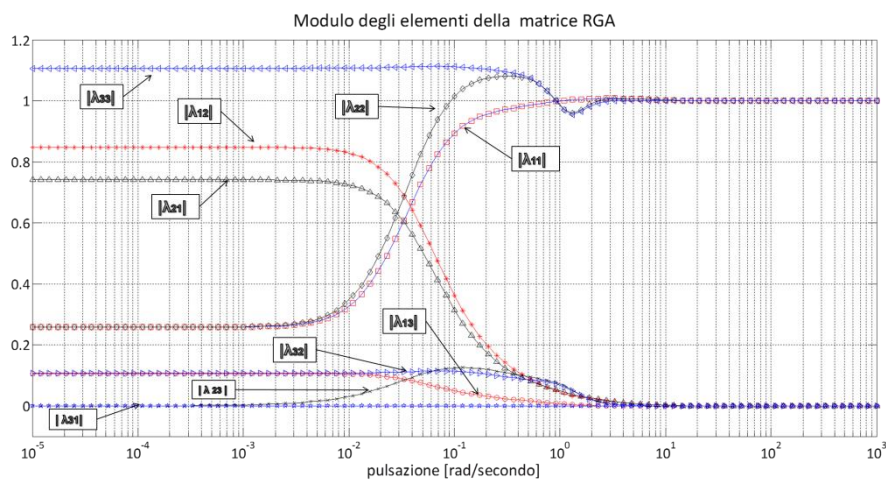


Figura 7.41: Andamento in frequenza degli elementi della RGA.

Per capire meglio si riportano direttamente i valori degli elementi a diverse pulsazioni.

$$\text{RGA}(j10^{-5}) = \begin{bmatrix} 0.2581 + 0.0002i & 0.8484 - 0.0002i & -0.1065 + 0.0000i \\ 0.7419 - 0.0002i & 0.2585 + 0.0002i & -0.0004 - 0.0000i \\ -0.0000 + 0.0000i & -0.1069 - 0.0000i & 1.1069 + 0.0000i \end{bmatrix} \quad (7-9)$$

$$\text{RGA}(j10^{-2}) = \begin{bmatrix} 0.3124 + 0.1902i & 0.7849 - 0.2229i & -0.0973 + 0.0327i \\ 0.6876 - 0.1902i & 0.3229 + 0.2287i & -0.0106 - 0.0385i \\ -0.0000 + 0.0000i & -0.1078 - 0.0058i & 1.1078 + 0.0058i \end{bmatrix} \quad (7-10)$$

$$\text{RGA}(j10^{-1}) = \begin{bmatrix} 0.8500 + 0.2773i & 0.1563 - 0.3264i & -0.0063 + 0.0491i \\ 0.1500 - 0.2773i & 0.9558 + 0.3439i & -0.1058 - 0.0667i \\ 0.0000 + 0.0000i & -0.1121 - 0.0176i & 1.1121 + 0.0176i \end{bmatrix} \quad (7-11)$$

$$\text{RGA}(j10^0) = \begin{bmatrix} 1.0001+0.0454i & -0.0040-0.0400i & 0.0039-0.0054i \\ -0.0001-0.0454i & 0.9715-0.0142i & 0.0286+0.0596i \\ -0.0000+0.0000i & 0.0325+0.0542i & 0.9675-0.0542i \end{bmatrix} \quad (7-12)$$

$$\text{RGA}(j10^1) = \begin{bmatrix} 1.0026+0.0001i & -0.0026-0.0001i & 0.0000+0.0000i \\ -0.0026-0.0001i & 1.0029+0.0005i & -0.0002-0.0005i \\ -0.0000-0.0000i & -0.0002-0.0005i & 1.0002+0.0005i \end{bmatrix} \quad (7-13)$$

Dalle precedenti si coglie che:

- a) le coppie di variabili di ingresso - uscita che si influenzano reciprocamente e che mutano la loro influenza al variare della frequenza sono rispettivamente apertura valvola turbina - posizione delle barre e potenza elettrica - pressione nel GV. Infatti, i rispettivi moduli di  $\lambda_{ij}$  sono compresi fra 0 e 1, o di poco superiori all'unità, almeno per frequenze inferiori a 1 rad/s circa.
- b) Il livello del duomo è influenzato principalmente dalla portata alimento e tale coppia è condizionata dalle altre coppie solo a bassa frequenza. Infatti,  $\lambda_{33}$  è un po' distante da 1 solo per basse frequenze.

Ed inoltre, ai fini del progetto del controllo, è evidente che:

- a) ad alta frequenza, il sistema è disaccoppiato perfettamente e quindi conviene implementare il controllo decentralizzato, in cui una variabile d'uscita è controllata da un solo ingresso. Più precisamente, è auspicabile utilizzare i seguenti accoppiamenti:
  - 1° Potenza elettrica – Apertura valvola di turbina;
  - 2° Pressione – Posizione dei passi delle barre di controllo;
  - 3° Livello del Duomo – Portata acqua Alimento.
- b) A bassa frequenza, il sistema è accoppiato, e, quindi, conviene implementare un controllo multivariabile, ovvero – seguendo un approccio più tradizionale (controllori SISO) – implementare tre controllori SISO con le seguenti coppie:
  - 1° Potenza elettrica – Posizione dei passi delle barre di controllo;
  - 2° Pressione – Apertura valvola di turbina;
  - 3° Livello del Duomo – Portata acqua alimento.



Da quest'analisi emerge che un controllore decentralizzato è la scelta ottimale per il controllo dell'impianto quando quest'ultimo è chiamato a funzionare con costanti di tempo (dell'ordine dei secondi) relativamente veloci.

Viceversa, quando non si richiedono variazioni veloci, conviene progettare un controllore multivariabile che consideri, già in fase di progetto, tutte le interazioni presenti, in modo tale da ottimizzarne il funzionamento. In seguito si riportano analisi, risultati e considerazioni per entrambi gli approcci. In ultimo, è opportuno ricordare che di norma l'impianto opera attorno a frequenze ( $10^{-2} \div 10^{-1}$  rad/s) in cui le mutue interazioni sono massime ( $\lambda_{ij} \approx 0.5$ ).



## Capitolo 8

# Controllo Tradizionale dell'Impianto

---

Come noto, compito di un sistema di regolazione automatico è quello di variare in maniera opportuna gli ingressi per mantenere le variabili controllate dell'impianto all'interno di un intervallo di funzionamento desiderato. In questo capitolo, si affronta il problema della progettazione dei controllori automatici principali per l'impianto considerato, secondo un approccio di tipo *tradizionale*. Per controllo tradizionale si intende un approccio convenzionale per la trattazione delle mutue interazioni (capitolo 5) e la progettazione di controllori automatici mediante le ben note tecniche nel dominio della frequenza, in particolare quelle basate sullo *shaping* della singola funzione di trasferimento d'anello mediante il *criterio di Bode* (Skogestad, Postlethwaite, 2005). Di seguito, si descrivono i controllori realizzati sulla base delle considerazioni teoriche evidenziate precedentemente nel capitolo 3, riportando, altresì, i risultati delle principali simulazioni eseguite.

### IL CONTROLLORE DI LIVELLO DEL GENERATORE DI VAPORE

Per il corretto funzionamento dell'impianto, è importante che il livello di acqua all'interno del generatore di vapore sia mantenuto pressoché costante al mutare della quantità di vapore prodotta. Per poter garantire ciò, è possibile variare la portata di acqua alimento operando su un'opportuna valvola. Per determinare l'azione di controllo della valvola, in accordo con la comune pratica impiantistica, si è scelto

di implementare uno schema a tre elementi, utilizzando due controllori PI come mostrato nello schema Simulink di Figura 8.1.

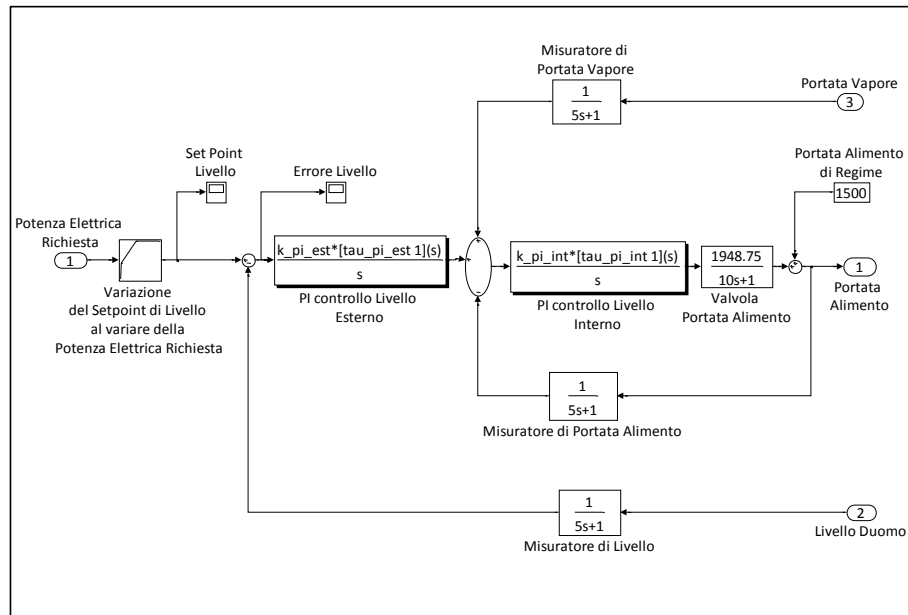


Figura 8.1: Il Controllore di Livello.

In questo controllo, la portata di acqua alimento non viene determinata solamente in relazione all'errore fra *setpoint* di livello e misura del livello (PI esterno), ma anche dalla differenza fra la portata vapore e la portata alimento misurata (PI interno). In altri termini, si considera la portata vapore come un disturbo che agisce sulla richiesta di portata di acqua alimento, determinata dal PI esterno, e, attraverso il PI interno, si controlla l'apertura della valvola per ottenere la portata di acqua alimento desiderata. Osservando lo schema, si nota che il sistema è a regime non solo quando il livello del duomo è pari a quello richiesto, ma anche quando la portata alimento è pari alla portata di vapore prodotta. Inoltre, il *setpoint* di livello non è mantenuto costante, ma dipende dalla potenza elettrica richiesta: è costante dal 100% al fino 40% della potenza nominale, decresce al diminuire della potenza dal 40% al minimo consentito. I sistemi di misura sono stati modellati con una funzione di trasferimento caratterizzata da un guadagno statico unitario e da una costante di tempo di 5 secondi. Il sistema di attuazione e la valvola<sup>24</sup> stessa sono stati raggruppati in un unico blocco, caratterizzato da un guadagno statico tale per cui la corsa relativa della valvola è di 0.8 in corrispondenza di una portata di 1535kg/s e da una costante di tempo pari a 10 secondi.

<sup>24</sup> Nel modello di valvola considerato, la variazione di portata che circola è direttamente proporzionale alla variazione di apertura.

## Progetto dell'Anello Interno

Per regolare la portata di acqua alimento, impostando l'apertura della valvola associata, si sono scelti un tempo integrale di 10 secondi ed una costante dell'azione proporzionale tale da ottenere un margine di fase di  $144^\circ$ . La pulsazione a cui avviene l'attraversamento dell'asse a 0dB del diagramma di Bode del modulo della funzione di trasferimento d'anello è  $0.253\text{rad/s}$ , tale pulsazione è una approssimazione del polo dominante ad anello chiuso.

## Progetto dell'Anello Esterno

Per calcolare la richiesta di portata di acqua alimento, è stato inserito un altro controllore PI, il cui tempo integrale scelto è pari a 250 secondi e la costante dell'azione proporzionale è tale da ottenere margine di fase di  $76^\circ$  con pulsazione del polo dominante ad anello chiuso pari a  $0.0123\text{ rad/s}$ . Operando una simulazione di chiusura della valvola di turbina da 0.8 a 0.5, con il solo controllore di livello inserito, si osserva in Figura 8.2 e in Figura 8.3 che, elevando il tempo integrale da 250 secondi a 1000 secondi, il livello del duomo è meglio controllato; tuttavia, si ha una maggior sollecitazione della valvola dell'acqua alimento, tale da preferire i 250 secondi come buon compromesso fra il garantire le prestazioni del controllore, da una parte, e il preservare gli attuatori e salvaguardare l'impianto da sollecitazioni eccessive, dall'altra. Si nota, inoltre, come una minore escursione dell'andamento del livello comporta variazioni molto rapide della portata acqua alimento e di conseguenza un incremento delle sollecitazioni meccaniche dei vari apparati.

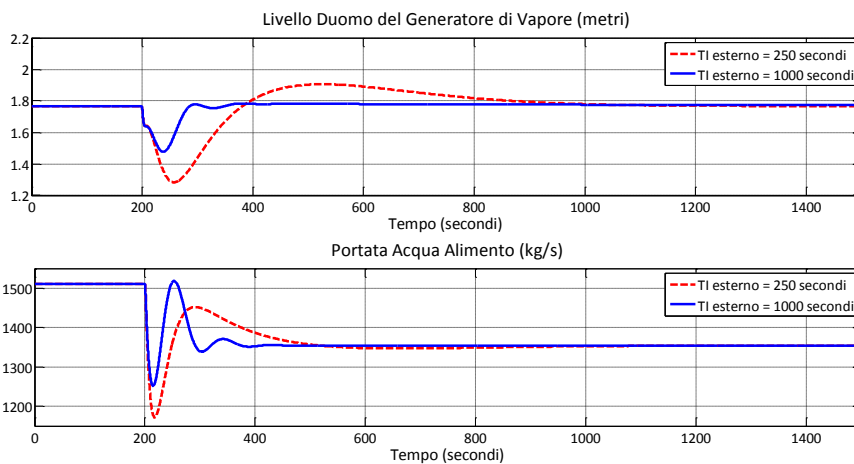


Figura 8.2: Andamento del livello variando il tempo integrale.

Figura 8.3: Andamento della portata di acqua alimento.

## IL CONTROLLORE DI CARICO ELETTRICO

Per controllare la potenza elettrica prodotta dall'impianto, si deve variare la portata di vapore che raggiunge la turbina. Ciò si ottiene attraverso la modulazione dell'apertura della cosiddetta valvola di turbina, qui descritta mediante una funzione di trasferimento caratterizzata da due poli complessi coniugati (pulsazione naturale a 10 rad/s e smorzamento pari a 0.7) che rappresentano il servomeccanismo necessario per aprire e chiudere la valvola stessa. Il controllore di carico, come appare in Figura 8.4, riceve in ingresso l'errore tra la richiesta di potenza elettrica e la misura di potenza elettro-meccanica fornita dalla turbina, per produrre in uscita l'apertura della valvola di turbina che è un ingresso del sottosistema principale (capitolo 7). Per progettare il controllore si identifica la funzione di trasferimento fra la variazione di portata vapore e la variazione della posizione della

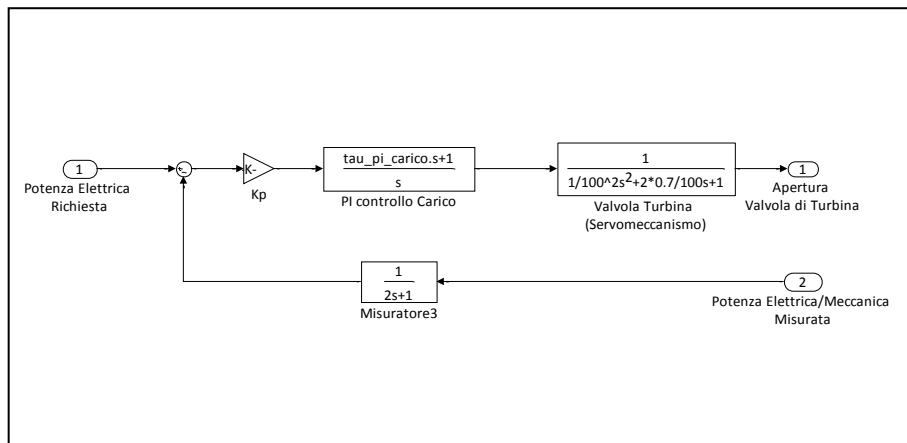


Figura 8.4: Schema a blocchi Simulink del controllore di carico elettrico.

valvola di turbina. Tale funzione ha un polo stabile con costante di tempo di 15 secondi, uno zero stabile a 50 secondi ed un guadagno di 570. Da ciò si pone il tempo integrale pari a 15 secondi e si ricava la costante dell'azione proporzionale in modo da evitare eccessive sovraelongazioni alle diverse variabili dell'impianto. Analogamente a quanto già osservato per il controllore di livello, anche in questo caso elevare la costante di proporzionalità significa elevare la velocità di variazione delle variabili, introducendo, di conseguenza, notevoli escursioni delle variabili di controllo con rilevante sollecitazione meccanica delle varie strutture dell'impianto.

## IL CONTROLLORE DI TEMPERATURA MEDIA DEL FLUIDO PRIMARIO

Per mantenere controllata la temperatura media del circuito primario si introduce un controllore che agisce sulle barre di controllo. In particolare, attraverso la variazione della loro posizione all'interno del nocciolo, si varia la reattività della reazione nucleare modulandone la quantità di calore generata. Il meccanismo di controllo prevede la generazione di un segnale errore, dal quale si determina la velocità di movimento delle barre. Integrando tale segnale nel tempo si calcola la posizione dei passi barre utile. La velocità di movimento varia entro il limite massimo di  $\pm 1.2$  passi/s ed è legata all'entità dell'errore di temperatura presente.

In Figura 8.5 è riportato lo schema a blocchi del controllore di temperatura implementato. Il segnale errore è originato dalla somma di

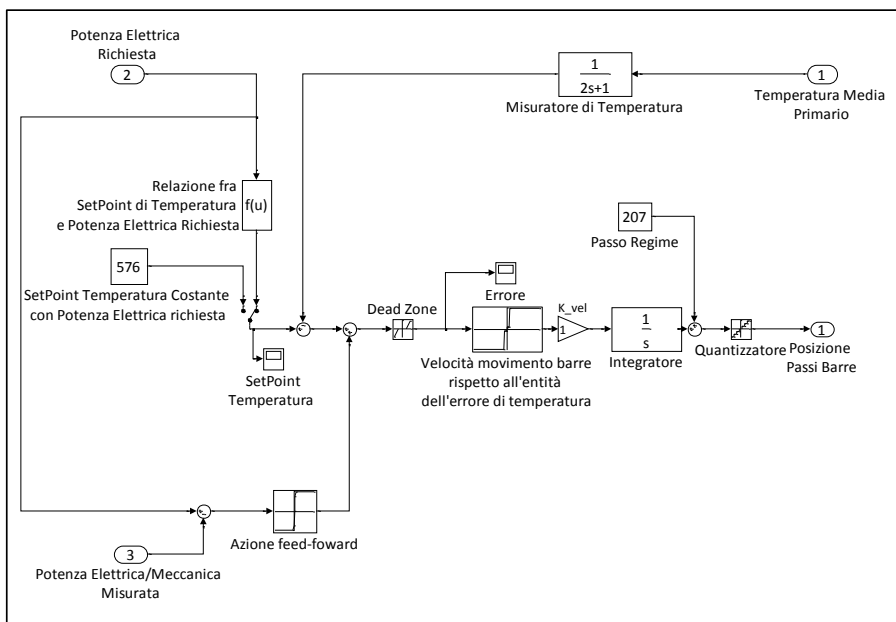
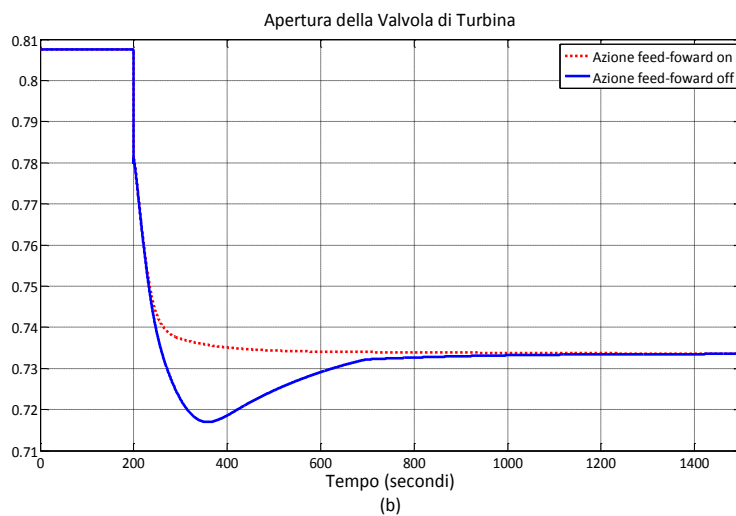
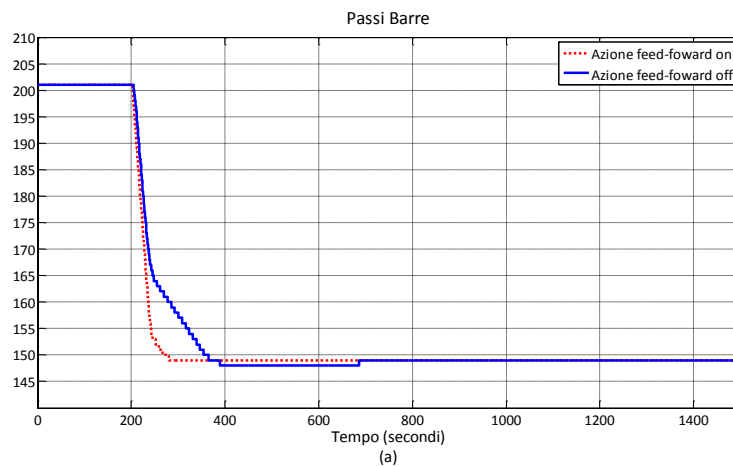


Figura 8.5: Schema a blocchi Simulink del controllore di temperatura media primario.

due contributi. Da una parte si rileva lo scostamento fra la temperatura di riferimento e quella misurata, dall'altra si converte, nell'istante di tempo considerato, la differenza fra potenza elettrica richiesta e potenza effettivamente prodotta dall'impianto in una variazione di temperatura. Quest'ultimo contributo è tale da generare un'azione anticipatrice che velocizza l'intervento delle barre di controllo, le quali, altrimenti per intervenire, dovrebbero aspettare l'insorgere di uno scostamento fra la temperatura desiderata e quella misurata; tale errore, infatti, non è presente appena si modifica il riferimento di temperatura. Nella Figura 8.6 si riportano i risultati di

una simulazione di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale di 888 MWe, sia nel caso in cui l'azione di *feed-forward* nel controllore di temperatura non sia presente sia nel caso in cui essa sia attiva: tale azione aiuta a velocizzare il raggiungimento degli obiettivi del controllo (far scendere – in questo caso – la potenza prodotta del 10% rispetto al valore nominale). Ciò avviene a patto di estendere l'intervallo di tempo in cui le barre si muovono alla massima velocità consentita. In altri termini, si agisce meno sulla valvola di turbina, preferendo un intervento maggiore sulle barre di controllo. Si noti, inoltre, che è stata, inserita una zona morta, ampia  $\pm 0.5$  K, per evitare la continua oscillazione delle barre di controllo, il cui movimento non è continuo nello spazio, ma quantizzato in passi ampi qualche centimetro ciascuno. Infine, il *setpoint* di temperatura è variabile secondo un andamento a rampa con pendenza  $0.5\text{K/s}$ .





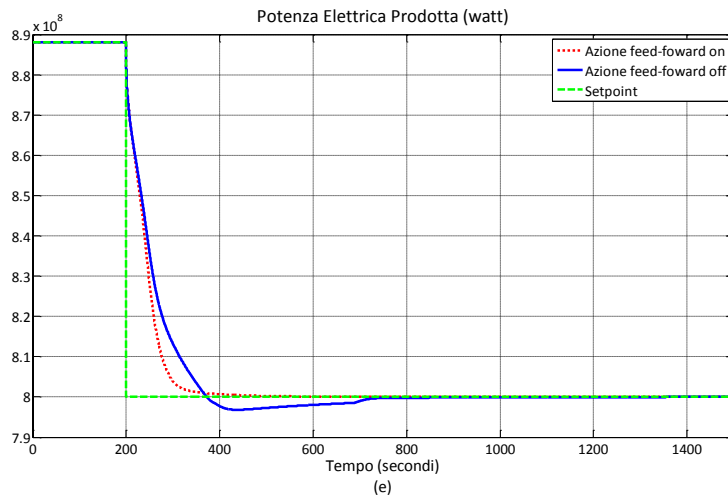
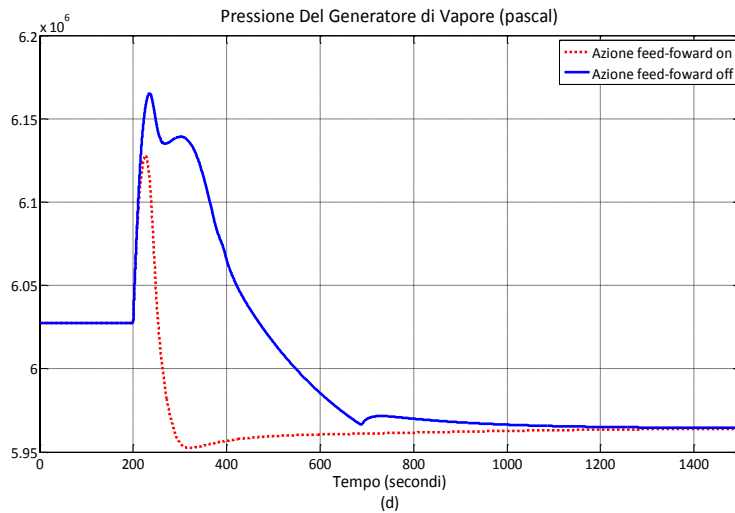
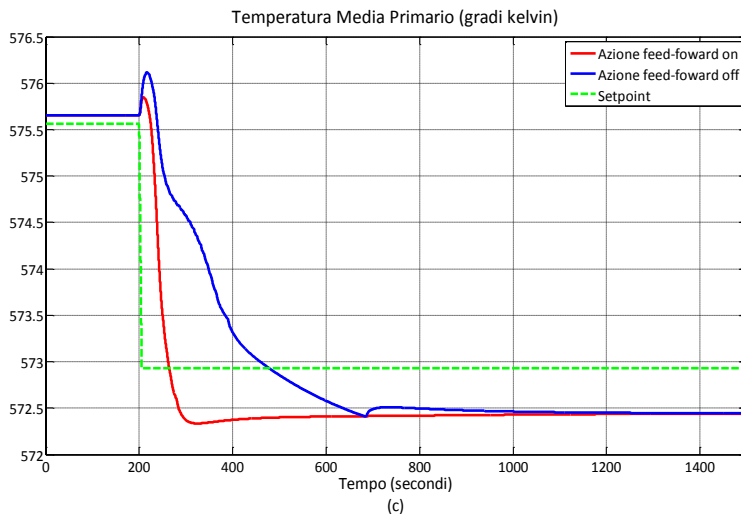


Figura 8.6: Risultati di simulazione con azione di feed-forward nel controllore di temperatura attiva o disattiva.

In particolare si mostra l'andamento nel tempo di:

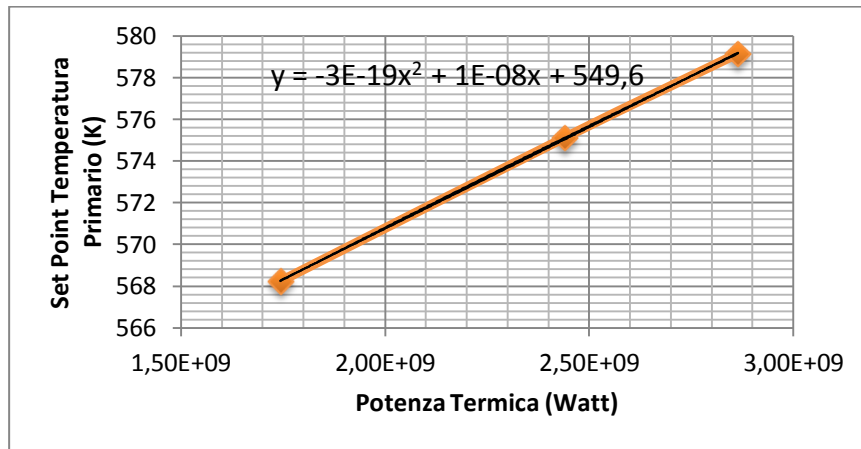
- (a) passi delle barre di controllo;
- (b) apertura della valvola di turbina;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione nel GV;
- (e) potenza elettrica prodotta dall'impianto.

Durante le simulazioni sono attivi contemporaneamente il controllore di livello e quello di carico.

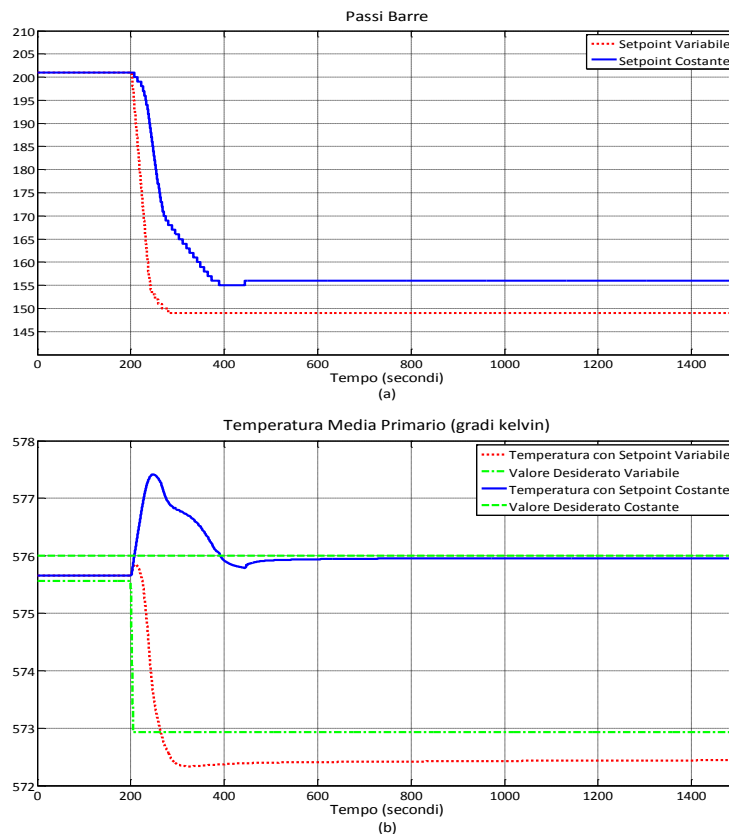
Infine, prima di passare a descrivere il controllore di pressione, un'ultima considerazione sul controllore di temperatura a proposito del *setpoint* di temperatura. Come anticipato nel capitolo 3, è possibile considerare un *setpoint* costante, ovvero variabile con la potenza

termica richiesta. In Figura 8.7 è indicato l'andamento scelto nel caso di *setpoint* variabile.

Figura 8.7: Relazione fra *setpoint* di temperatura e potenza termica prodotta dal reattore nucleare. I dati, noti in tre punti, sono stati interpolati usando una funzione polinomiale del secondo ordine, riportata nella parte superiore del grafico.



Di seguito, in Figura 8.8 è mostrato il confronto fra il caso in cui il *setpoint* di temperatura è mantenuto costante a 576 K e il caso in cui il *setpoint* varia come in Figura 8.7. Da notare come, nel caso di *setpoint* costante, nonostante la minor variazione di posizione delle barre, la pressione nel generatore di vapore subisca una notevole escursione, assestandosi ad un valore a regime più alto. Ciò introduce anche una maggior variazione del livello di acqua nel duomo. La minore escursione di pressione favorisce un approccio a *setpoint* di temperatura variabile.



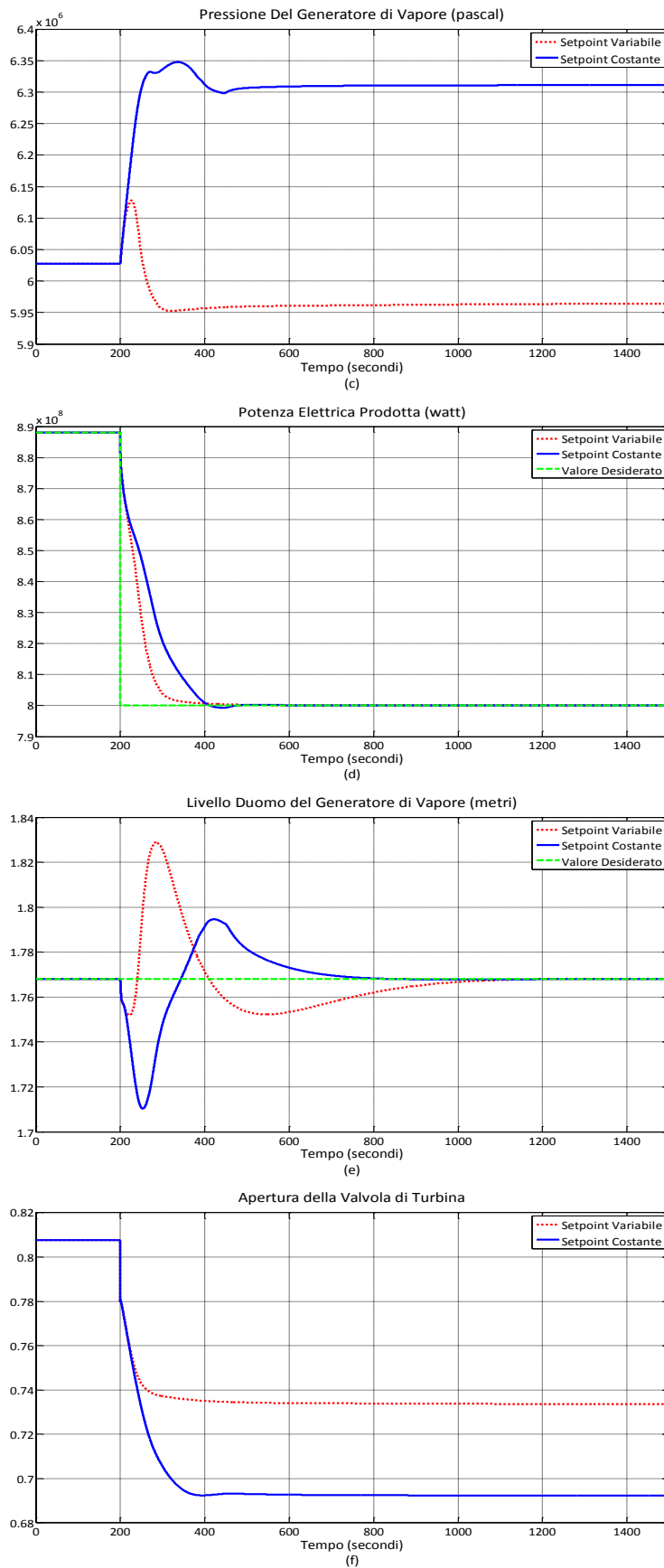


Figura 8.8: Risultati di simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con setpoint di temperatura costante e variabile. Andamento nel tempo di:  
 (a) passi barre;  
 (b) temperatura media fluido primario;  
 (c) pressione nel GV;  
 (d) potenza elettrica prodotta dall'impianto;  
 (e) livello di acqua nel GV;  
 (f) apertura valvola di turbina,  
 Durante le simulazioni sono attivi contemporaneamente il controllore di livello e quello di carico.

## IL CONTROLLORE DI PRESSIONE NEL GENERATORE DI VAPORE

La filosofia seguita per il progetto del controllore di pressione del vapore nel GV (Figura 8.9). è analoga a quella del controllore di temperatura media del fluido primario. In questa situazione, il movimento delle barre ha il compito di mantenere costante la pressione nel ge-

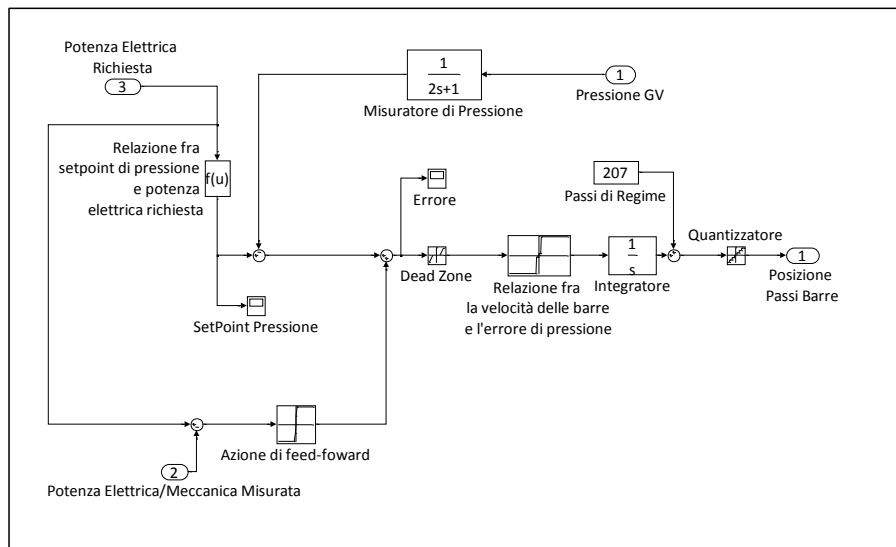
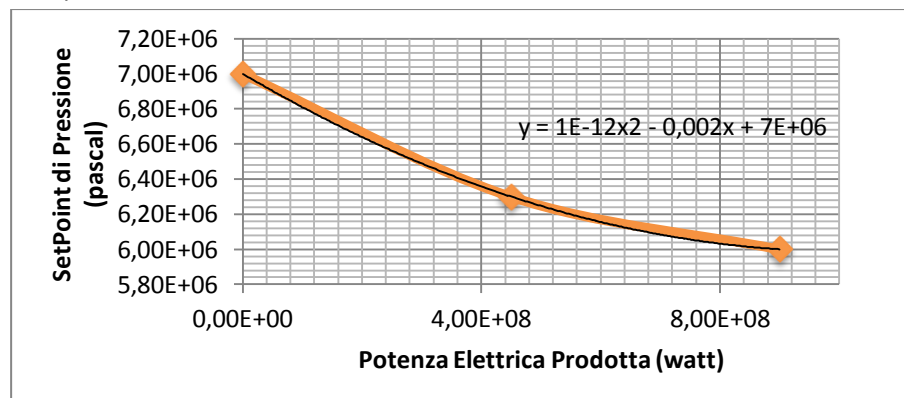


Figura 8.9: Schema a blocchi del controllore di pressione.

neratore di vapore, ovvero di inseguire, durante i transitori di variazione della potenza prodotta, un *setpoint* impostato. Anche in questo caso si preferisce un *setpoint* di pressione variabile, seppur di poco, con la richiesta di potenza elettrica (Figura 8.10). Si è - inoltre - introdotta un'azione di *feed-forward* per velocizzare il sistema (Figura 8.11).

Figura 8.10: Relazione fra setpoint di pressione e potenza elettrica prodotta dall'impianto. I dati, noti in tre punti, sono stati interpolati usando una funzione polinomiale del secondo ordine, di cui nel grafico è riportata la formula.



Nel progetto di questo controllore si nota, in particolare, come il sistema sia notevolmente accoppiato: modificando i parametri del controllore di carico, anche l'azione del controllore di pressione ne viene influenzata. Per mostrare tale comportamento si sono eseguite tre

simulazioni nelle quali si mantengono costanti i parametri caratteristici del controllore di pressione e si variano quelli del controllore di carico, nel caso specifico, la costante dell'azione proporzionale: i risultati sono riportati in Figura 8.12.

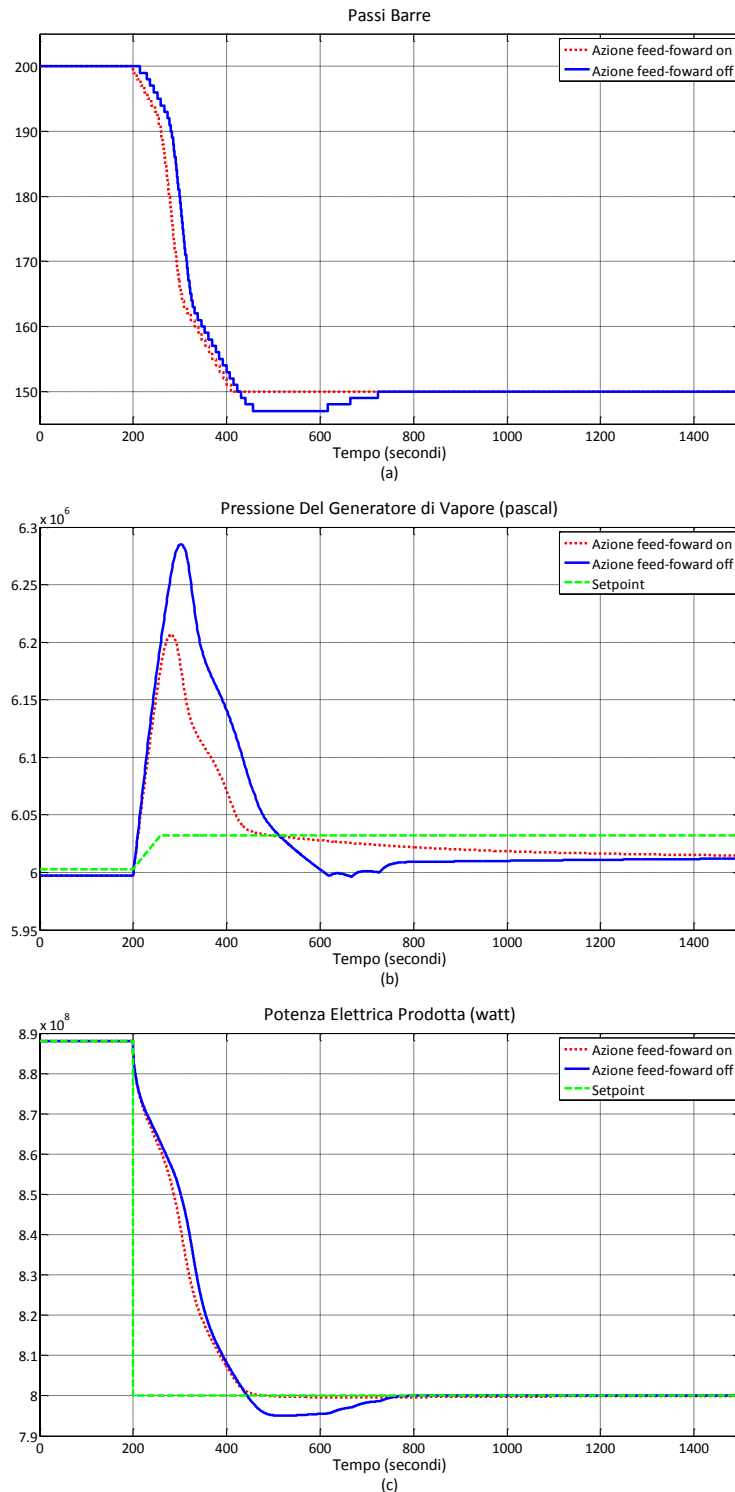
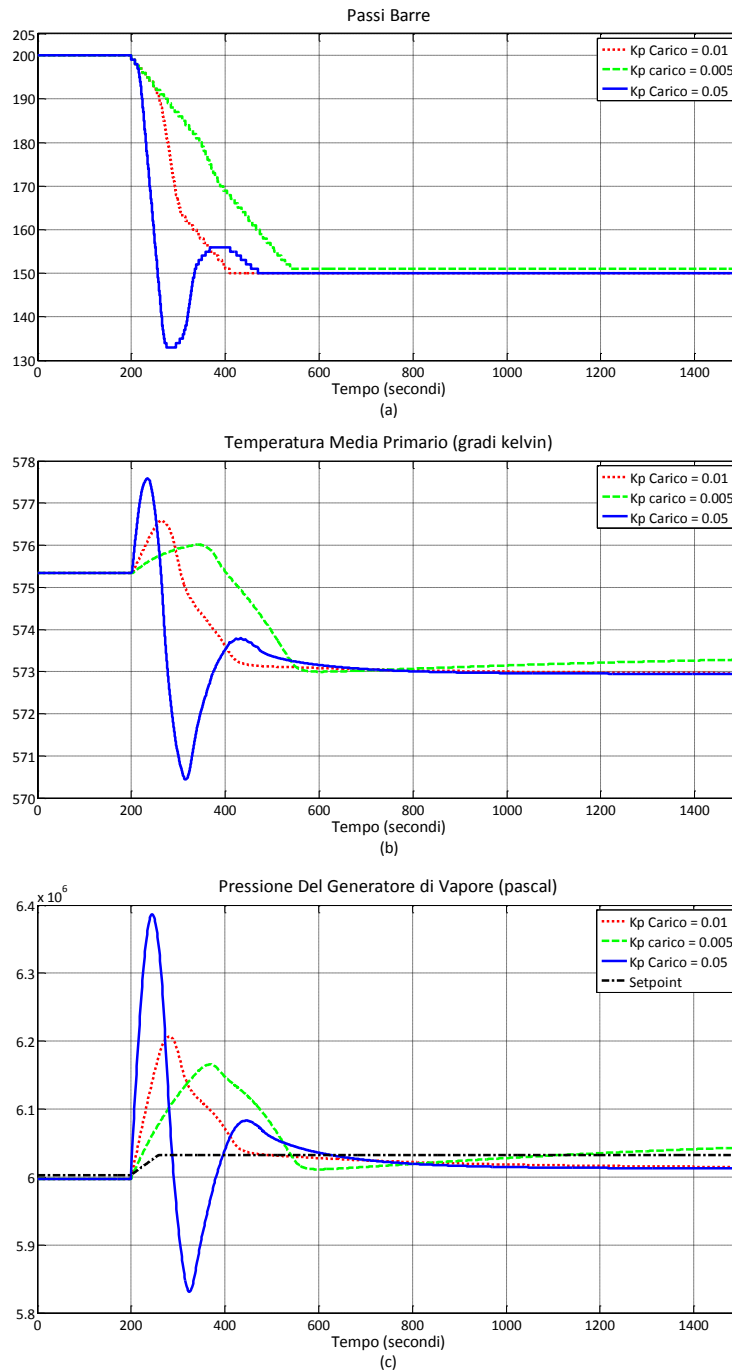


Figura 8.11: Risultati di simulazione di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con e senza azione di feed-forward.  
Andamento nel tempo di:  
(a) passi barre;  
(b) pressione nel GV;  
(c) potenza elettrica prodotta dall'impianto.

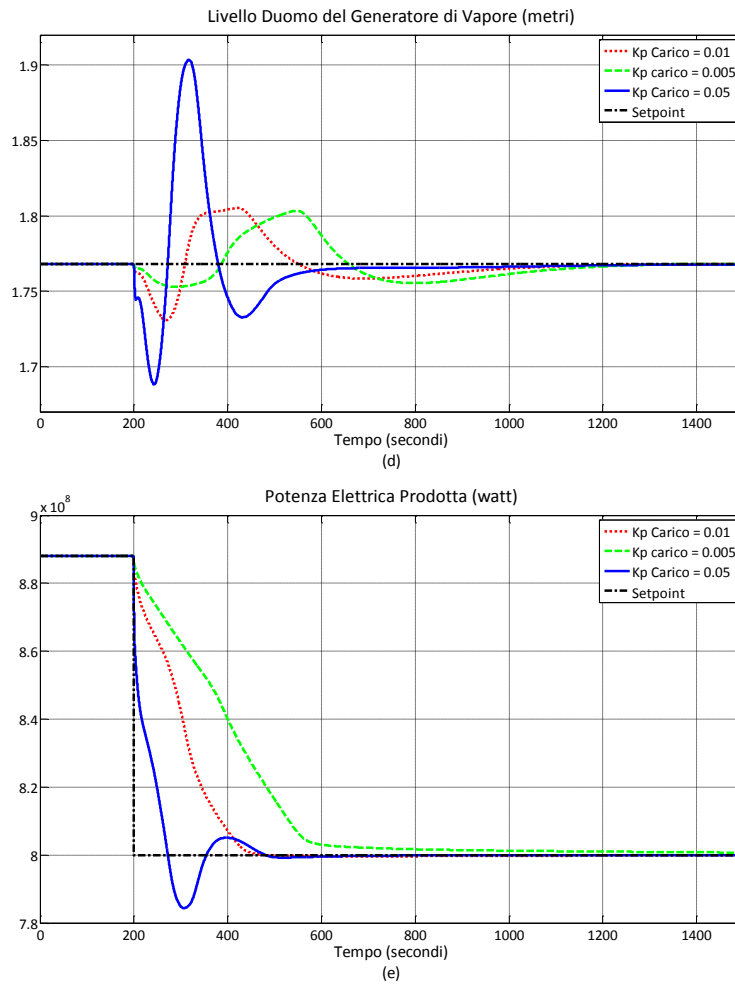
Inoltre, è immediato osservare che, al variare della costante proporzionale del controllore di carico, le prestazioni del sistema di control-

lo variano notevolmente. Anche in queste simulazioni è evidente come sia necessario un compromesso fra velocità del sistema e sollecitazioni meccaniche della struttura. Infatti, più grande è la velocità di risposta, maggiori sono le sovraoscillazioni presenti nelle diverse variabili d'interesse. Appare dai grafici (Figura 8.12) che il miglior compromesso è quello con la costante pari a 0.01<sup>25</sup>.

Figura 8.12: Risultati di tre simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con la costante del controllore di carico variabile. Andamento nel tempo di:  
 (a) passi barre;  
 (b) temperatura media primario;  
 (c) pressione nel GV;  
 (d) livello nel duomo;  
 (e) potenza elettrica prodotta dall'impianto.



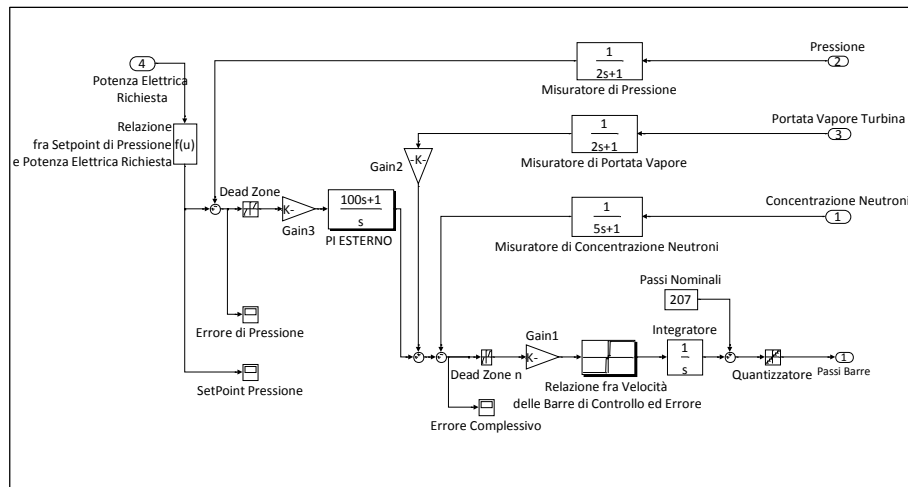
<sup>25</sup> Il valore della costante proporzionale del controllore è riferito a misure normalizzate 0÷1 sia della potenza elettrica sia della valvola.



## IL CONTROLLORE DI PRESSIONE NEL GV CON MISURA DELLA CONCENTRAZIONE DEI NEUTRONI

Il testo di riferimento Schultz, 1961 propone una struttura alternativa di controllo della pressione; essa prevede l'utilizzo, oltre alla misura di portata vapore e pressione, della misura della concentrazione di neutroni presente nel nocciolo del reattore. Tale grandezza riflette, ovviamente, l'intensità della reazione di fissione nucleare. Lo schema implementato è riportato in Figura 8.13. Questo controllore presuppone la presenza di due anelli; quello più esterno è caratterizzato da un regolatore PI che riceve in ingresso il segnale errore di pressione e produce in uscita un segnale che, sommato ad un altro proporzionale alla portata vapore misurata, genera la richiesta di neutroni. Questo *setpoint* si confronta con la misura della concentrazione dei neutroni presenti nel nocciolo e l'errore, così generato, induce un opportuno

Figura 8.13: Schema a blocchi del controllore di pressione con la misura dei neutroni.



movimento delle barre di controllo, ad una velocità che, anche in questo caso, è legata all'entità dell'errore stesso. La misura di portata vapore introduce un'azione di *feed-forward*. Sono presenti due zone morte per evitare continue oscillazioni delle barre di controllo a regime. A tal proposito si sottolinea che sarebbe utile ridurre la quantizzazione della posizione delle barre per ridurre l'ampiezza di queste zone morte e migliorare, di conseguenza, le prestazioni. In altre parole, ciò significherebbe introdurre un movimento delle barre di controllo molto più fine, cioè caratterizzato da un'ampiezza del singolo passo più piccola. Per mostrare questo miglioramento si sono posti a confronto i risultati di due simulazioni: la prima prevede la consueta riduzione a scalino del 10% della potenza elettrica richiesta, con l'ampiezza dei passi delle barre effettivamente nell'impianto presente ("quantizzazione=1") e ampiezza della zona morta dell'errore di pressione pari a 0.5 bar; la seconda prevede la medesima riduzione di potenza, ma l'ampiezza del singolo passo ridotta di un fattore 10 ("quantizzazione=0.1") e l'ampiezza della zona morta del controllore di pressione ridotta a 0.005 bar. In Figura 8.14 si riportano gli andamenti delle grandezze più indicative. Il controllore PI si è progettato in modo analogo ai precedenti e il guadagno proporzionale si è scelto come *trade-off* fra sicurezza e *performance*. Dalla Figura 8.14 si nota, ad esempio che, nella simulazione con quantizzazione 0.1, sono presenti sovraelongazioni più contenute, i transitori si esauriscono più rapidamente ed i valori di regime raggiunti sono più vicini a quelli desiderati, grazie alla riduzione dell'ampiezza della zona morta.



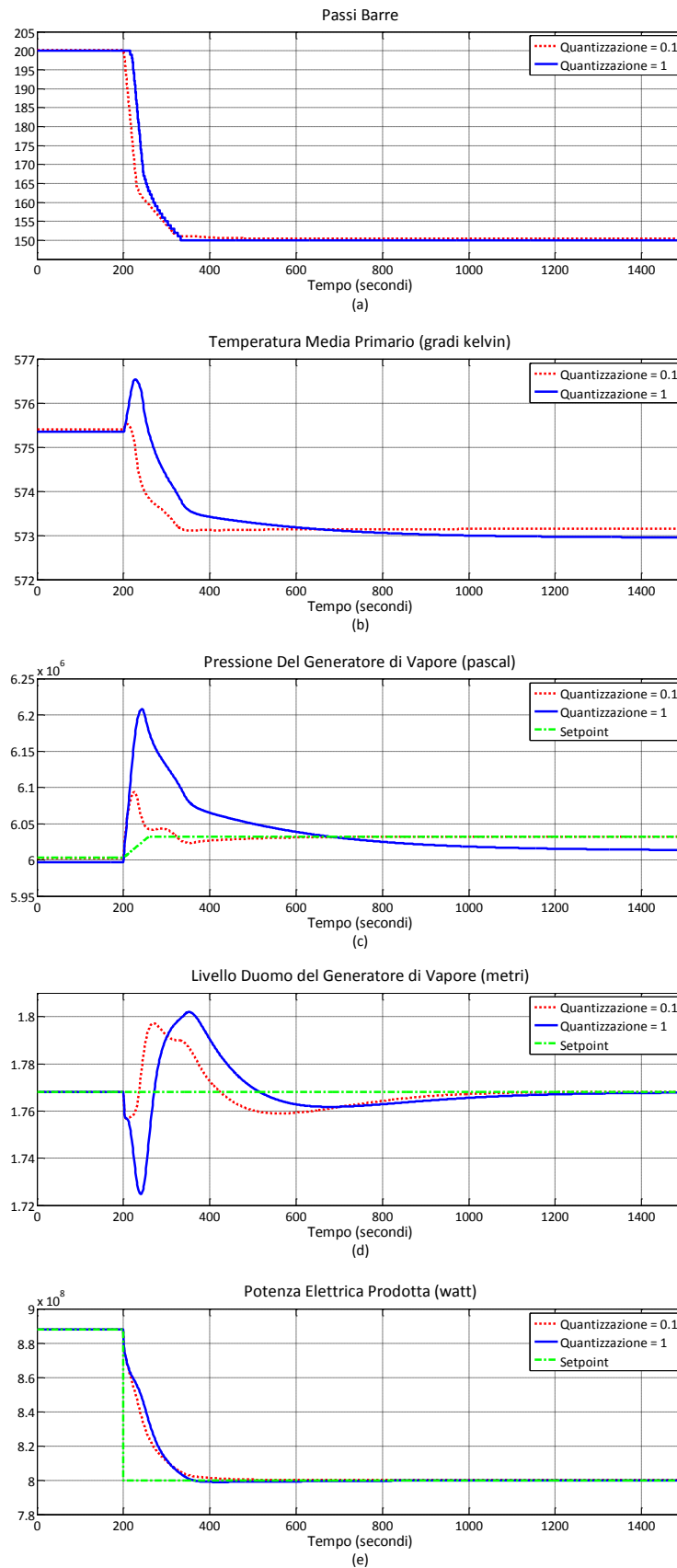


Figura 8.14: Risultati di due simulazioni di variazione a scalino negativo del 10% del carico richiesto rispetto al carico nominale, con diversa ampiezza del singolo passo delle barre. Andamento nel tempo di:

- (a) passi barre;
- (b) temperatura media fluido primario;
- (c) pressione nel GV;
- (d) livello nel duomo;
- (e) potenza elettrica prodotta dall'impianto.

## IMPIANTO REGOLATO: SIMULAZIONI

Nelle precedenti pagine si sono presentati i controllori implementati. Il controllore di carico e di livello sono sempre presenti nelle simulazioni dell'impianto controllato; si sceglie, invece, quale variabile, tra temperatura e pressione, controllare (Schultz, 1961). A tale scopo si propongono i risultati di alcune simulazioni dell'impianto controllato utilizzando il controllore di temperatura o il controllore di pressione nelle due versioni precedentemente descritte. In particolare, a partire dalla condizione di regime a piena potenza, si sollecita l'impianto con variazioni a scalino negative e positive del 10% della richiesta di potenza elettrica e una variazione negativa e positiva a rampa per variare la potenza prodotta del 50% in due ore. Tali sono le specifiche più stringenti richieste all'impianto (AP1000, 2007).

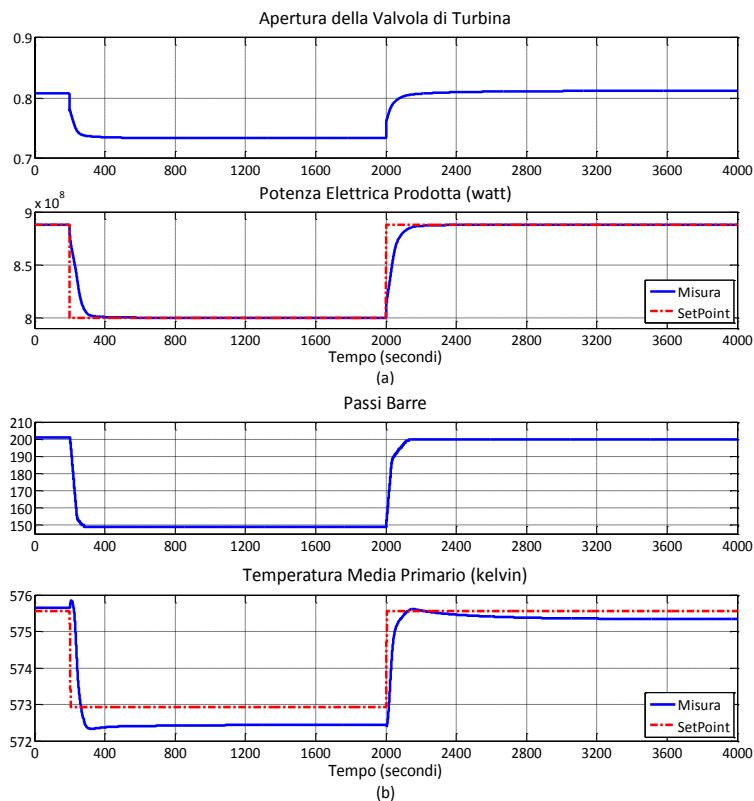
### Simulazioni a Gradino: Impianto con Controllore di Temperatura Media Primario

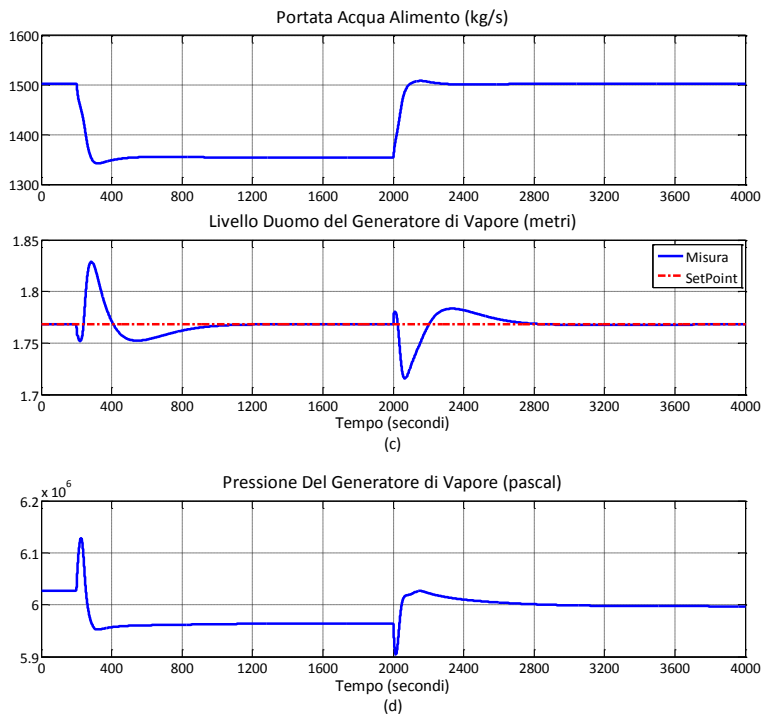
In Figura 8.15 si riportano i risultati di simulazione che si riferiscono alle sollecitazioni a gradino, sopra definite, attivando il controllore di temperatura.

Figura 8.15: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di temperatura attivato.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo e temperatura media del fluido primario;
- (c) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore
- (d) pressione nel GV.





## Simulazioni a Gradino: Impianto con Controllore di Pressione nel GV

In Figura 8.16 si riportano i risultati di simulazione inerenti le sollecitazioni a gradino, sopra definite, attivando il controllore di pressione.

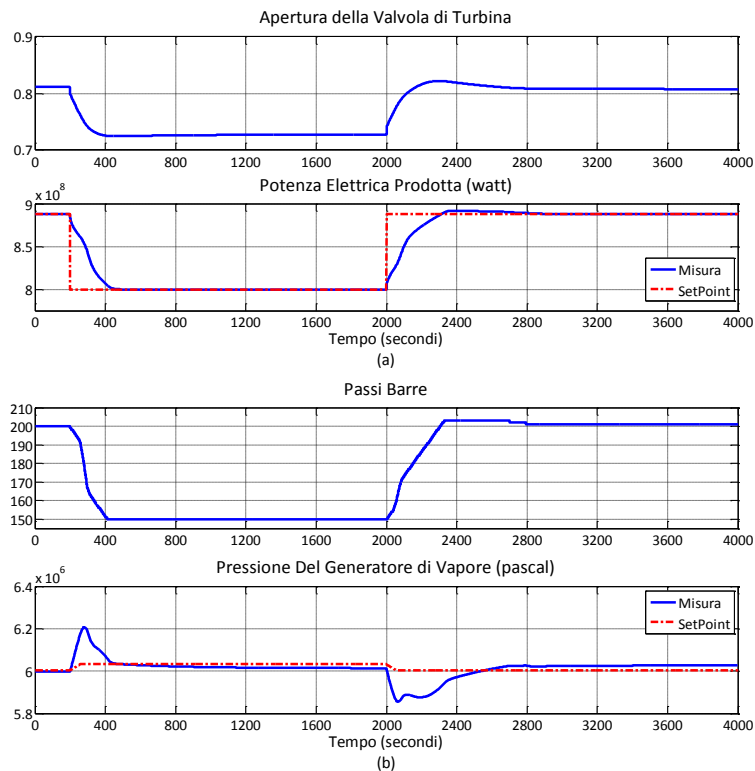
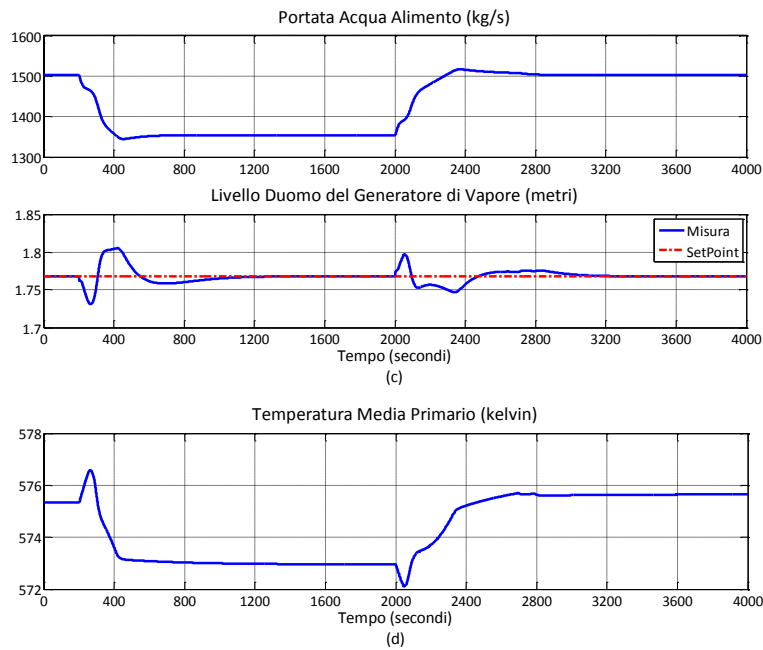


Figura 8.16: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di pressione attivato.

- Andamento nel tempo di:
- apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
  - passi delle barre di controllo e pressione nel GV;
  - portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;
  - temperatura media del fluido primario.

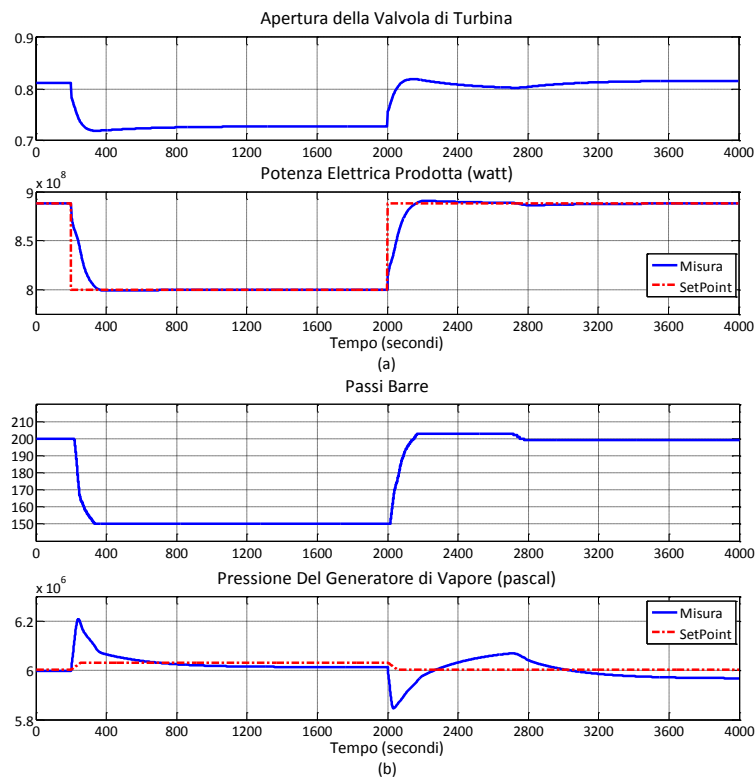


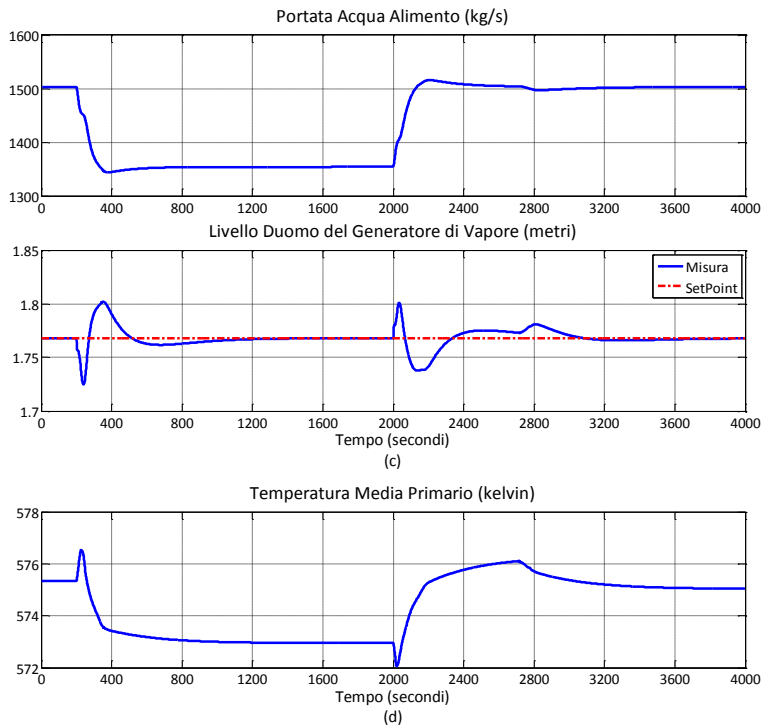
## Simulazioni a Gradino: Impianto con Controllore di Pressione GV e Misura dei Neutroni

In Figura 8.17 si riportano le simulazione che si riferiscono alle sollecitazioni a gradino, sopra definite, attivando il controllore di pressione GV con la misura dei neutroni.

Figura 8.17: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, con controllore di pressione GV con la misura dei neutroni attivato. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo e pressione nel GV;
- (c) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;
- (d) temperatura media del fluido primario.



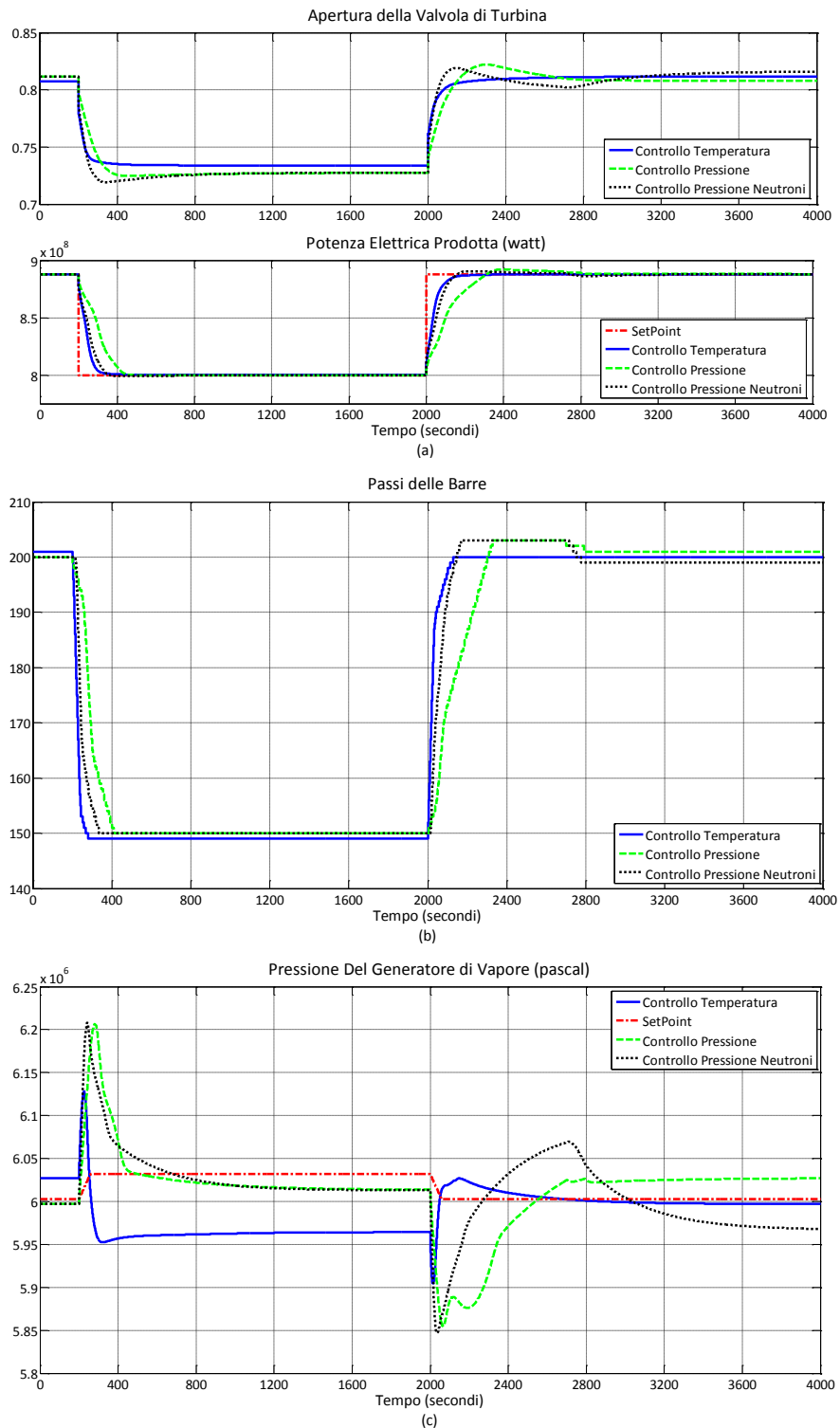


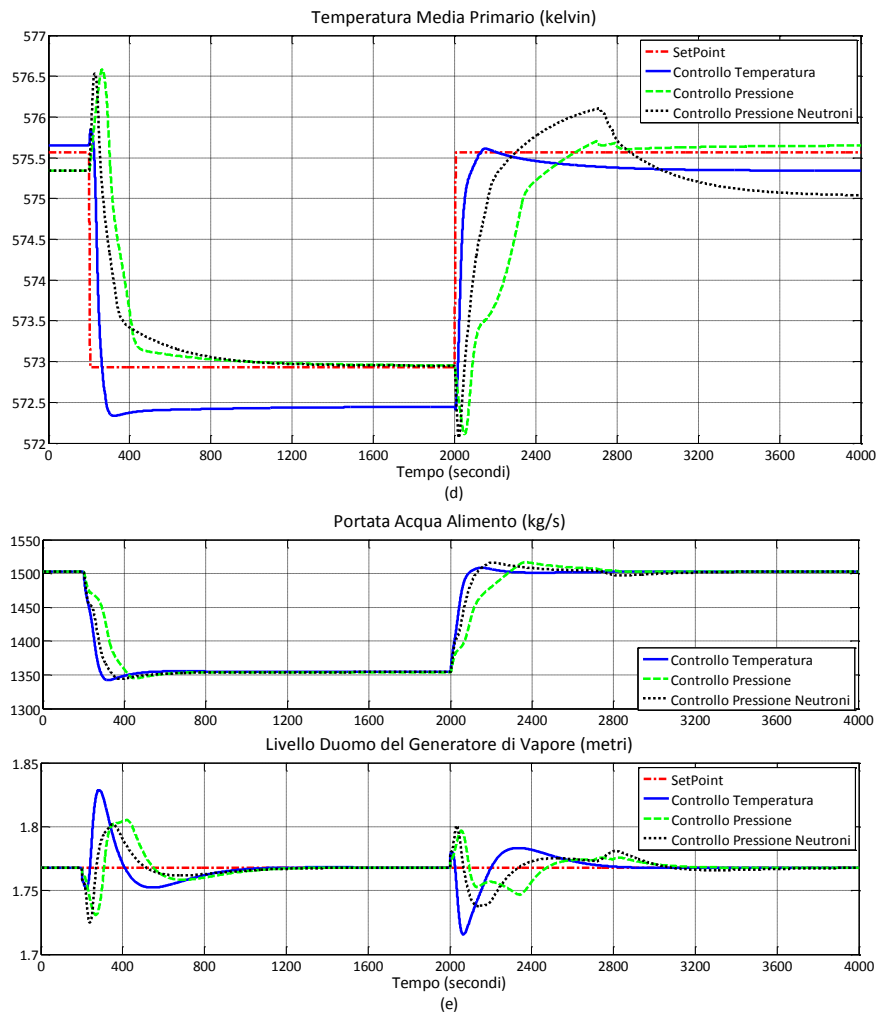
## Simulazioni a Gradino: Osservazioni

- Dai grafici proposti, appare immediatamente che il comportamento dell'impianto non è simmetrico rispetto alle sollecitazioni negative e positive della richiesta di potenza. Come già evidenziato, ciò è dovuto alla relazione non lineare fra passi (posizione) delle barre di controllo e reattività. In particolare, nella seconda parte della simulazione, durante la quale si riporta la potenza prodotta al livello nominale di 888MWe, sono presenti delle sovraelongazioni nella potenza elettrica. Per evitare ciò, bisognerebbe tarare i parametri dei regolatori diversamente nelle due situazioni simulate.
- La pressione del vapore nel generatore subisce, paradossalmente, delle escursioni minori con il controllore di temperatura media primario attivo, rispetto al caso in cui è inserito il controllore di pressione, con il quale però si ha il vantaggio di una minore sollecitazione delle barre di controllo, come già approfondito nel capitolo 3.
- La temperatura media del fluido del circuito primario rimane ben entro i limiti anche quando è attivato il solo controllore di pressione. Ciò è il risultato dell'aver implementato la tecnica di compromesso descritta. Anche per la pressione, con il controllore di temperatura attivo, la tecnica adottata dà risultati soddisfacenti.
- Infine, confrontando i risultati dei tre scenari di controllo implementati (Figura 8.18), si nota come il comportamento sia pressoché

simile. Si nota una maggior velocità nel raggiungere la nuova richiesta di potenza elettrica prodotta e la presenza di minori sovra oscillazioni (a parte il livello) nel sistema controllato con il controllore di temperatura.

Figura 8.18: Risultati della simulazione di variazione a scalino del carico richiesto rispetto al carico nominale, confronti fra i tre scenari implementati. Andamento nel tempo di:  
 (a) apertura della valvola di turbina e la potenza elettrica prodotta;  
 (b) passi delle barre di controllo;  
 (c) pressione nel GV;  
 (d) temperatura media del fluido primario;  
 (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.





## Simulazioni a Rampa: Impianto con Controllore di Temperatura Media Primario

In Figura 8.19 si riportano i risultati di simulazione che si riferiscono alle sollecitazioni a rampa, sopra definite, attivando il controllore di temperatura. Per migliorare il risultato del controllo, in queste simulazioni, durante le quali il *setpoint* di richiesta di potenza elettrica varia lentamente, si è aumentata la costante proporzionale del controllore di carico rispetto al valore scelto nel caso l'impianto subisca una richiesta di potenza con andamento a scalino (da 0.02 a 0.12). Si nota immediatamente la presenza di oscillazioni, la cui ampiezza è circa costante a tratti, nell'andamento della pressione e del livello. Ciò è dovuto a due ragioni:

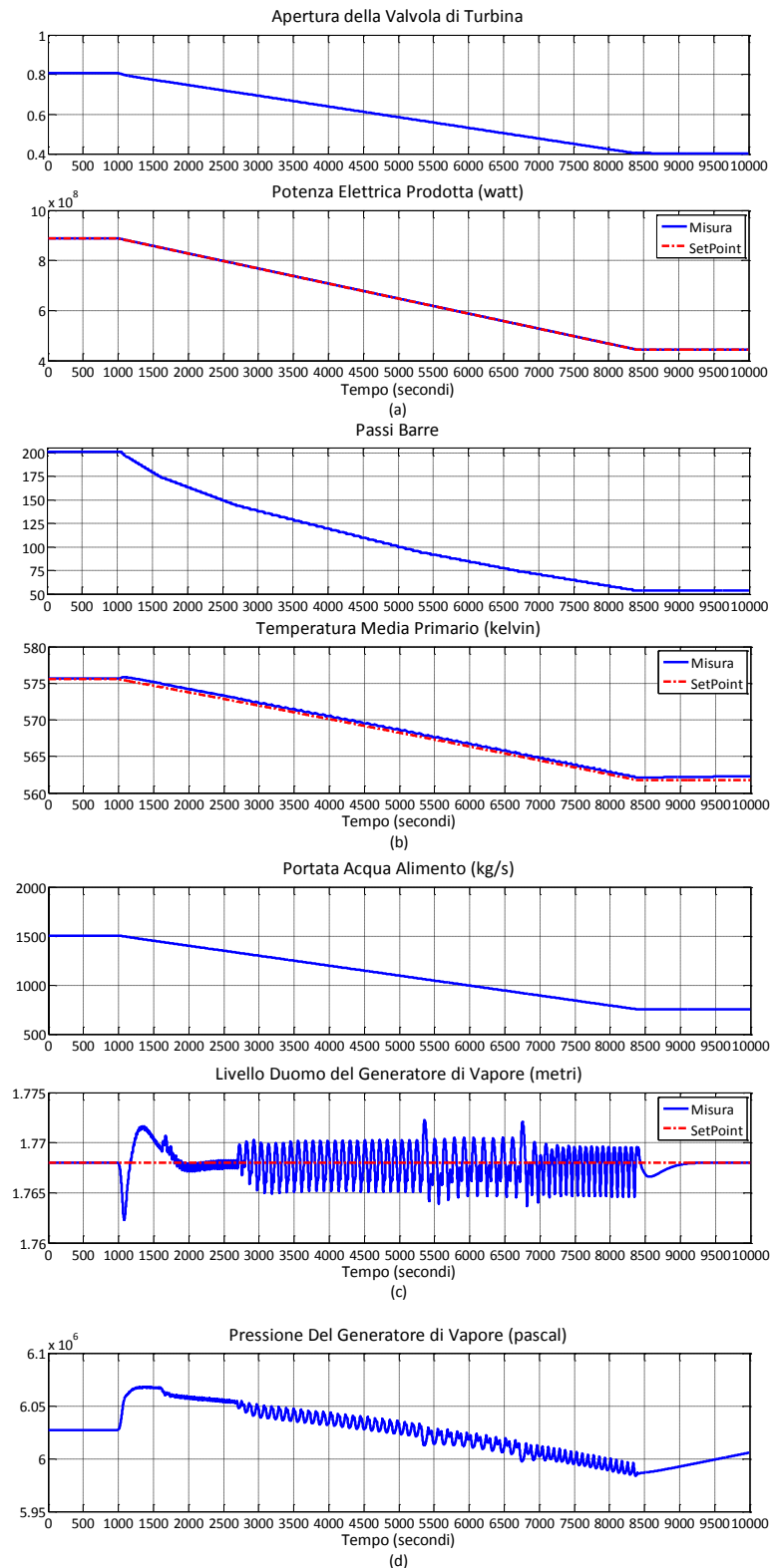
1. la quantizzazione delle barre, per cui la posizione delle barre non è continua nello spazio, ma fissata a livelli quantizzati e dunque, men-

tre la posizione delle barre rimane costante nel tempo, la pressione subisce una variazione;

- la relazione fra posizione delle barre e la reattività generata dalle stesse è, nel modello, costante a tratti, introducendo così delle discontinuità nell'andamento temporale delle diverse grandezze.

Figura 8.19: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di temperatura media del fluido primario attivato. Andamento nel tempo di:

- apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
- passi delle barre di controllo e temperatura media del fluido primario;
- portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;
- pressione del vapore nel GV.





## Simulazioni a Rampa: Impianto con Controllore di Pressione del GV

In Figura 8.20 si riportano i risultati di simulazione che si riferiscono alle sollecitazioni a rampa, sopra definite, attivando il controllore di pressione del vapore del GV.

Anche in questo caso si evidenziano le oscillazioni dovute alle ragioni in precedenza indicate.

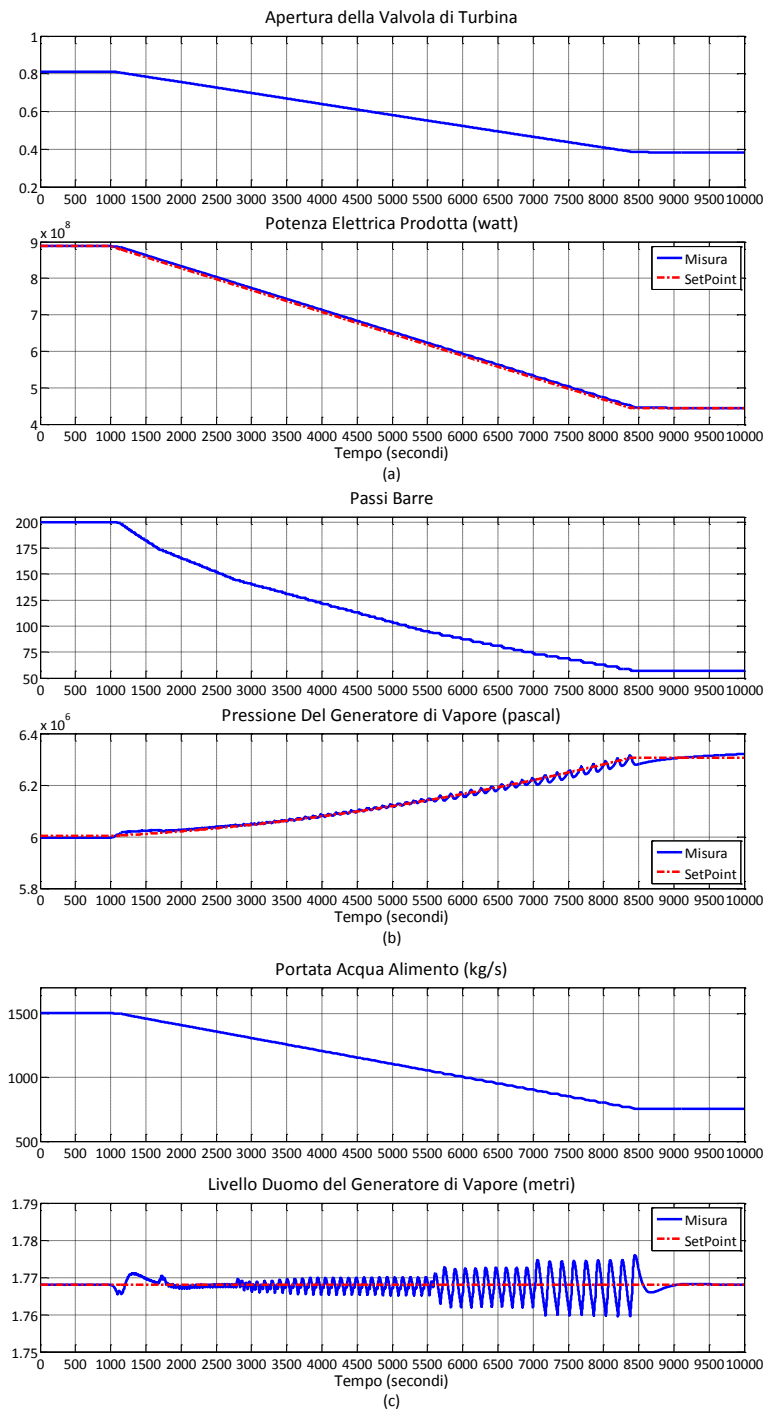
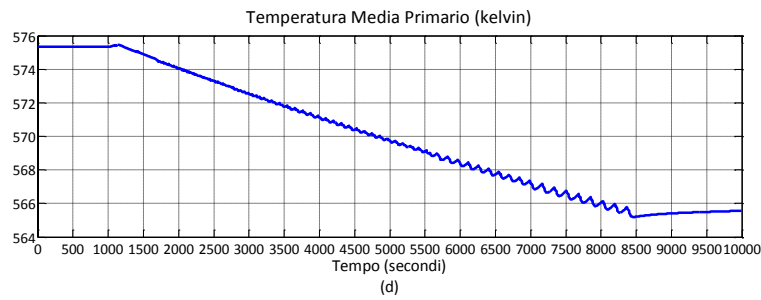


Figura 8.20: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di pressione nel GV attivato.

- Andamento nel tempo di:
- apertura della Valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
  - passi delle barre di controllo e pressione del vapore nel GV;
  - portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;
  - temperatura media del fluido primario.



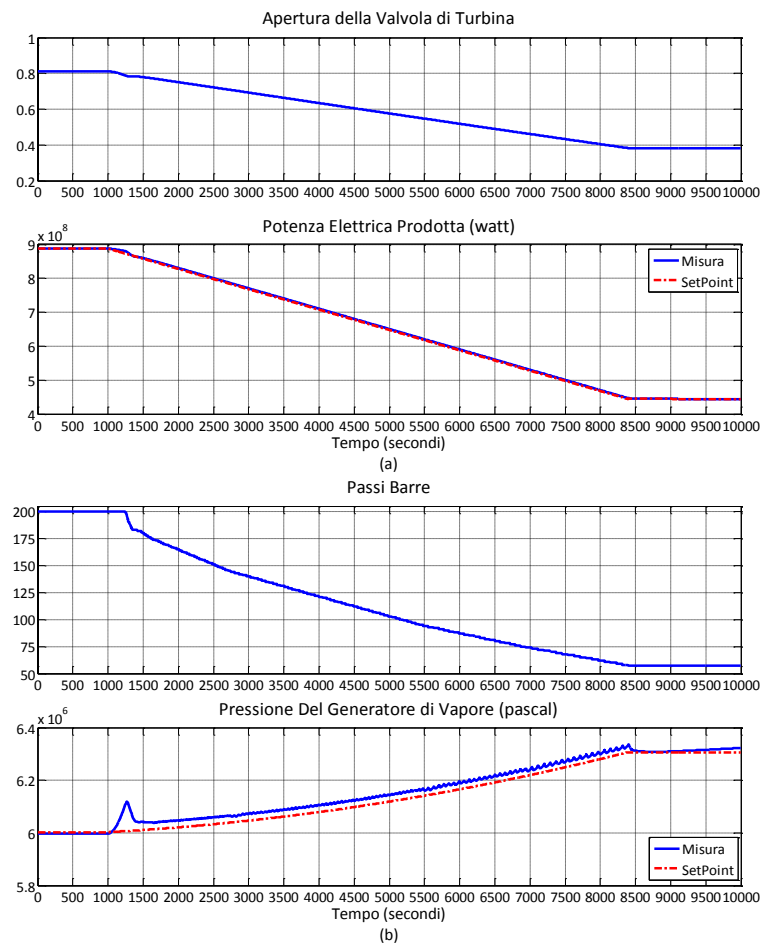
## Simulazioni a Rampa: Impianto con Controllore di Pressione GV e Misura dei Neutroni

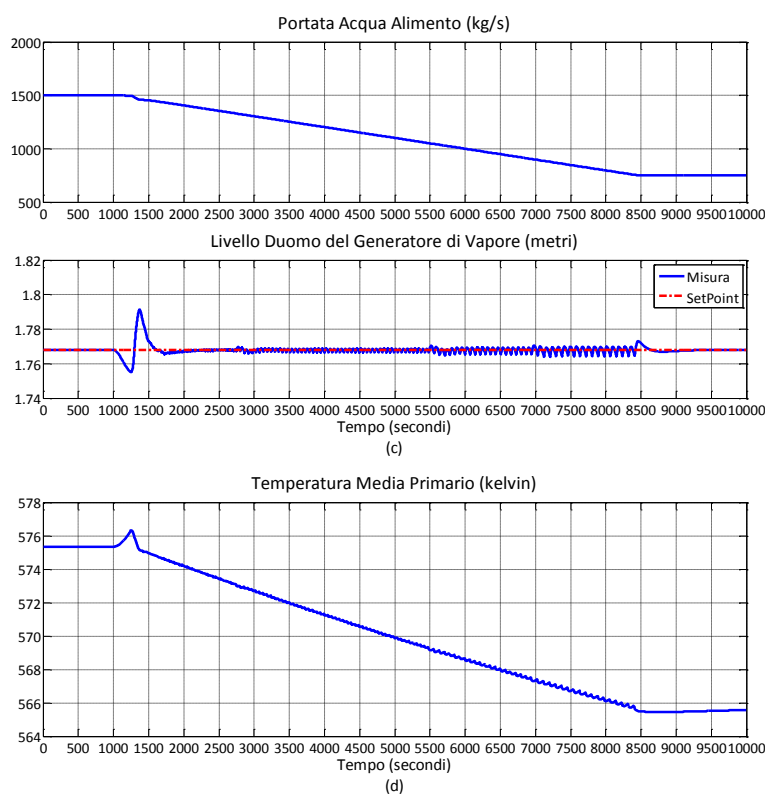
In Figura 8.21 si riportano i risultati di simulazione che si riferiscono alle sollecitazioni a rampa, sopra definite, attivando il controllore di pressione del vapore nel GV in cui si utilizza la misura dei neutroni. Anche in questo, seppur in maniera ridotta rispetto ai due casi precedenti, si evidenziano le oscillazioni dovute alla quantizzazione dei passi delle barre e alla semplificazione del modello, come precedentemente già osservato.

Figura 8.21: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (7200 secondi), con controllore di pressione nel GV e misura dei neutroni attivato.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo e pressione del vapore nel GV;
- (c) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;
- (d) temperatura media del fluido primario.





Infine, in Figura 8.22 si mostra una simulazione più lunga in cui si mostra una variazione a rampa della potenza elettrica richiesta in discesa e in salita, in questo caso, però, eliminando la quantizzazione delle barre: auspicando, cioè, la presenza nell'impianto di una regolazione molto fine della posizione delle barre (Mitsubishi, 2009). Ciò elimina le continue oscillazioni delle variabili.

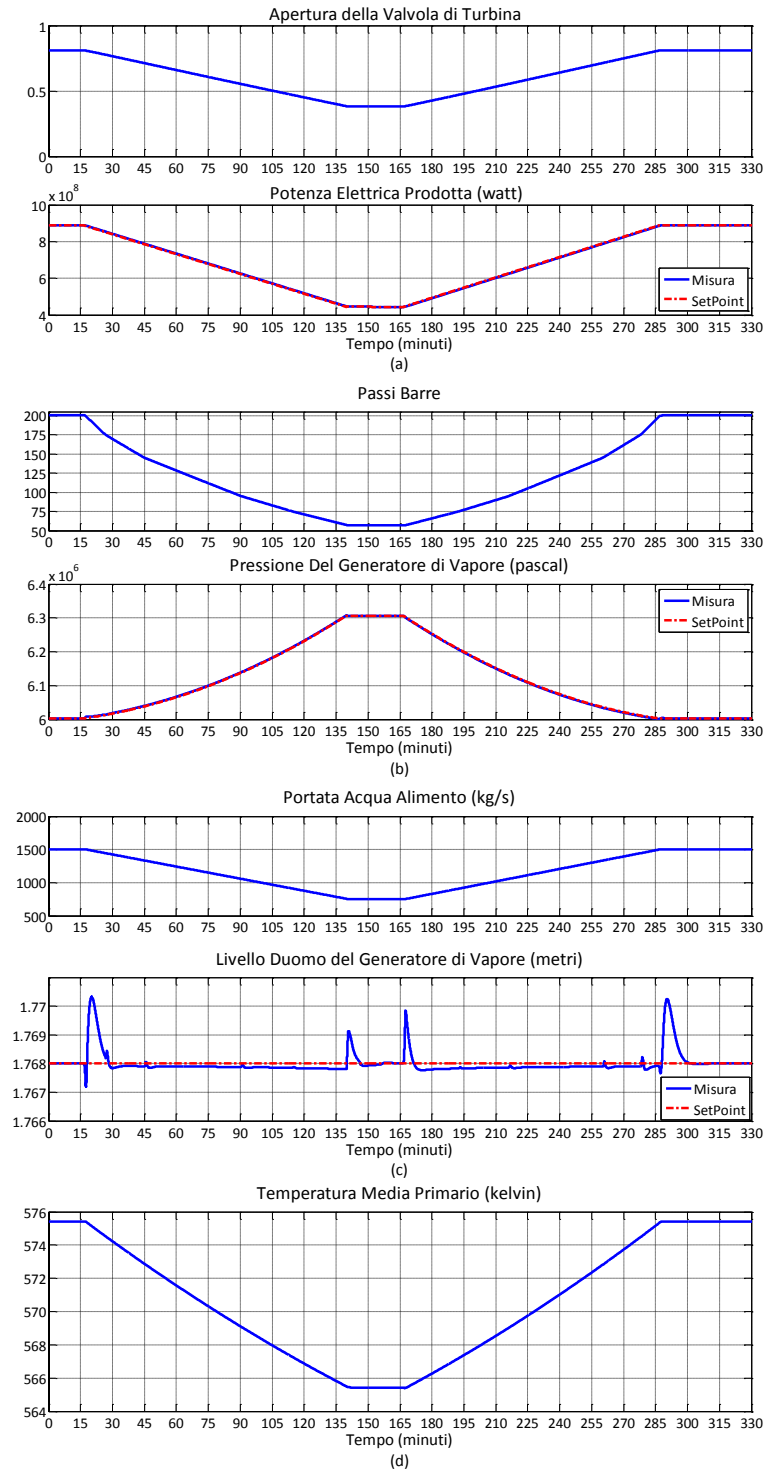
Per finire, ponendo a confronto i risultati ottenuti con i diversi controllori nel caso delle simulazioni a rampa, è utile porre in risalto che:

- in generale non esistono grandi differenze nei diversi comportamenti (Figura 8.23);
- osservando l'andamento della pressione quando il controllore di temperatura è attivo (Figura 8.23c), si nota la correttezza della tecnica di *compromesso* (capitolo 3) scelta: al lento variare del *setpoint* di temperatura in relazione alla potenza elettrica richiesta, la pressione nel GV non subisce notevoli variazioni;
- allo stesso modo, osservando la temperatura del fluido primario (Figura 8.23b) quando è attivo solamente il controllo della pressione, si vede che l'andamento non è molto differente da quello che si avrebbe con il controllo di temperatura attivato;

- per quanto riguarda le oscillazioni introdotte dalla quantizzazione delle barre, esse appaiono di minore ampiezza quando è inserito il controllore di pressione coadiuvato dalla misura dei neutroni.

Figura 8.22: Risultati della simulazione di variazione a rampa del 50% del carico richiesto rispetto al carico nominale in due ore di tempo (120 minuti), sia in discesa che in salita, con controllore di pressione nel GV e misura dei neutroni attivato. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;  
 (b) passi delle barre di controllo e pressione del vapore nel GV;  
 (c) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore;  
 (d) temperatura media del fluido primario.



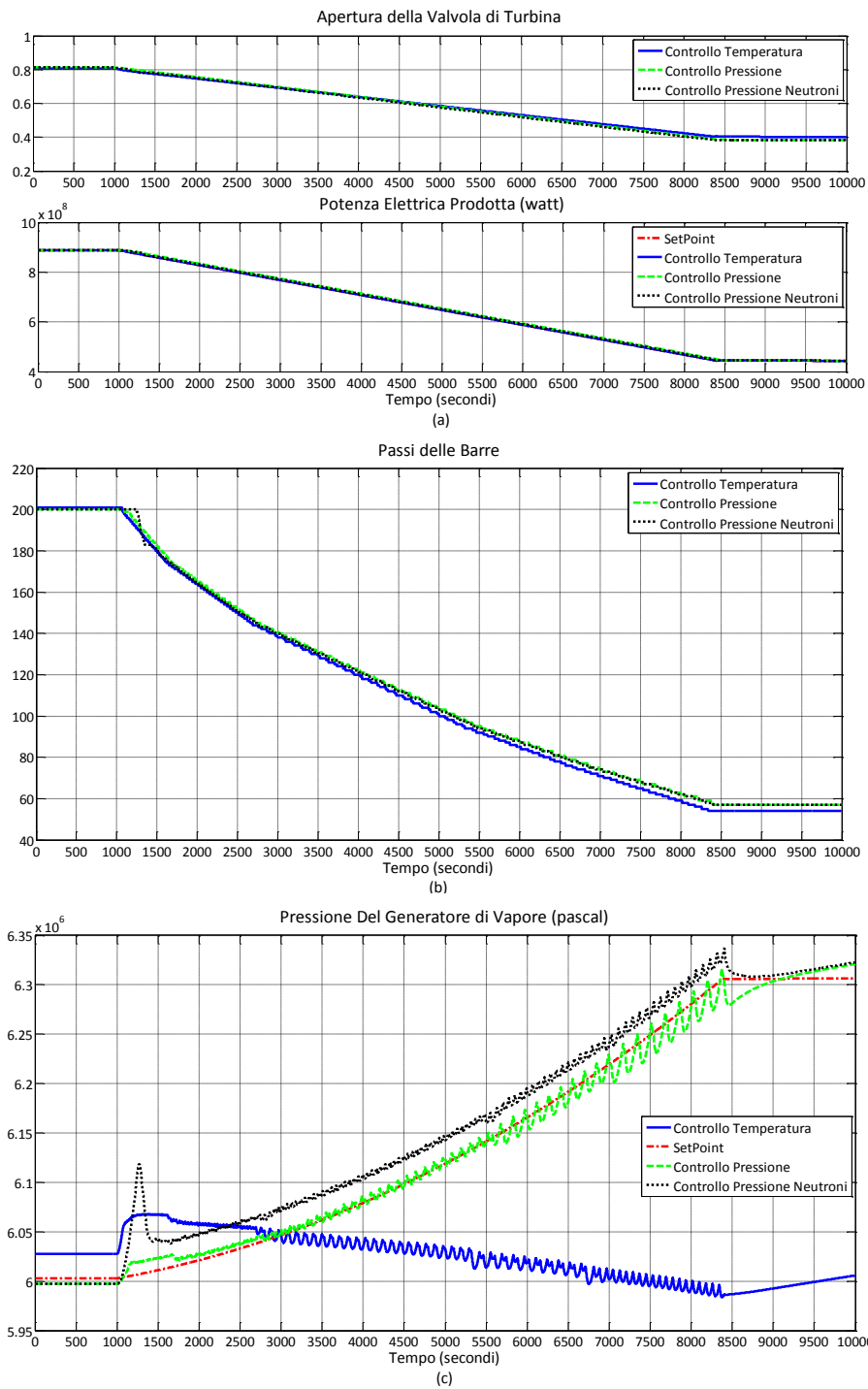
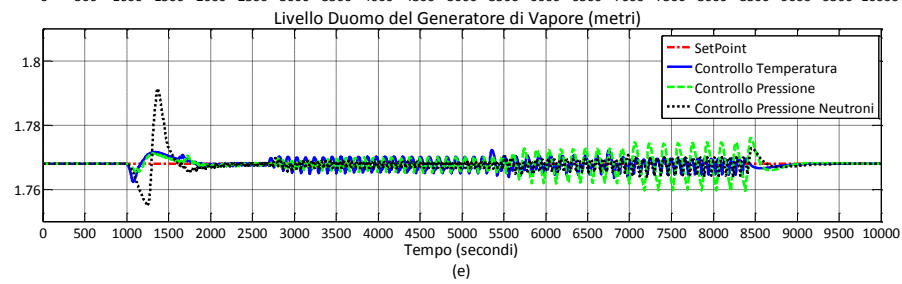
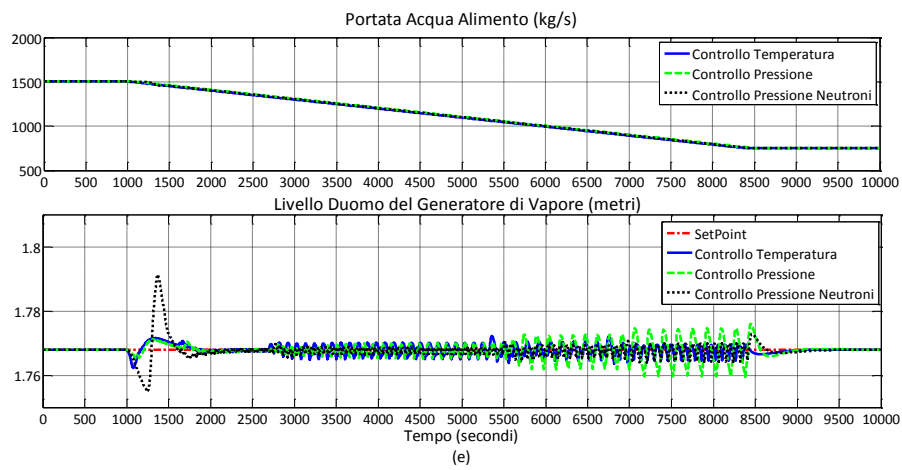
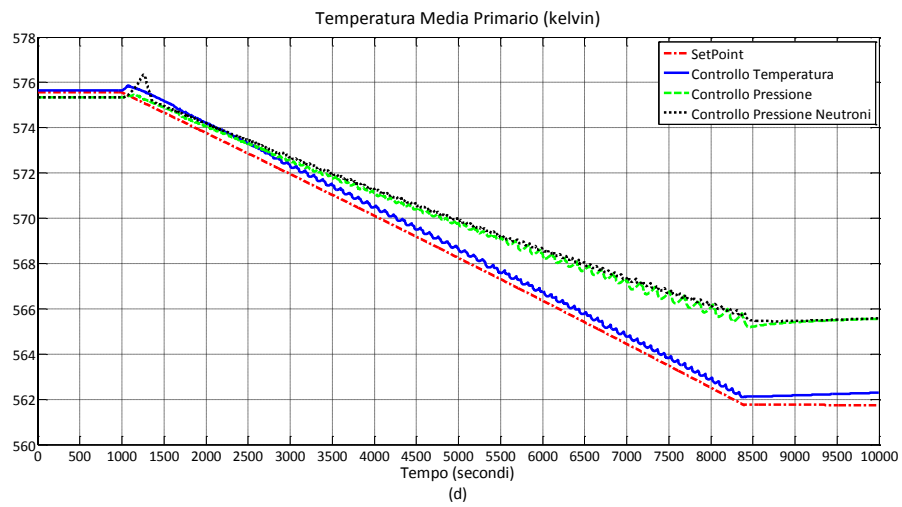


Figura 8.23: Risultati della simulazione di variazione a rampa del carico richiesto rispetto al carico nominale, confronti fra i tre scenari implementati.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della Valvola di turbina con la potenza elettrica prodotta;
- (b) temperatura media del fluido primario;
- (c) pressione nel GV;
- (d) Passi delle barre di controllo;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.



## Capitolo 9

# Controllo $H_\infty$ con Procedura di *Loop Shaping*

Il sistema a cui si applica il metodo  $H_\infty$  *Loop Shaping* (descritto nel capitolo 4) è quello riportato in precedenza nel capitolo 7 e che qui si riprende, tralasciando il significato dei termini:

$$\begin{bmatrix} P_e \\ p \\ L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) & G_{13}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) & G_{23}(s) \\ G_{31}(s) & G_{32}(s) & G_{33}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_t \\ b \\ W_{ali} \end{bmatrix}. \quad (9-1)$$

Applicando, in prima istanza, il metodo direttamente alle funzioni di trasferimento del sistema (9-1), di ordine 20, ricavato nella precedente fase di linearizzazione (capitolo 7), si perviene ad un controllore di ordine elevato (58° ordine). Per ottenere un controllore di ordine accettabile (decina di poli), si sono seguite due vie (chiamate in seguito “Procedimento 1” e “Procedimento 2”):

1. si è ricavato un controllore a partire dalle funzioni di trasferimento di ordine elevato e, di seguito, si è ridotto il numero di singolarità del sistema di controllo ottenuto, utilizzando il metodo del troncamento diretto<sup>26</sup>, pervenendo così a un controllore dell’8° ordine;
2. in alternativa, si sono identificate funzioni di trasferimento semplificate (1 o 2 poli) dalle risposte allo scalino del sistema ad anello aperto e da queste si è ricavato, con il metodo  $H_\infty$  *Loop Shaping*, un controllore, di fatto, con un ordine ridotto (13° ordine).

<sup>26</sup> Si veda Appendice C.

Prima di proseguire e descrivere separatamente i risultati ottenuti con i due procedimenti, si riportano alcune considerazioni di carattere generale.

- Le funzioni di trasferimento che descrivono l'impianto non contengono le dinamiche degli attuatori, né nella parte lineare (poli) né nella parte non lineare (quantizzazione, zone morte, limitazioni di velocità e saturazioni). Infatti, tali dinamiche possono essere annoverate come incertezze che un controllore robusto dovrebbe essere in grado di compensare. Esse, quindi, sono state inserite nel simulatore al di fuori del controllore:
  - le dinamiche lineari della valvola di turbina e della valvola di acqua alimento sono state poste identiche a quelle già introdotte nel caso del controllo classico;
  - la posizione delle barre di controllo è stata considerata con la medesima quantizzazione del controllo classico ed una limitazione della velocità di movimento è stata introdotta, costante e pari a 1.2 passi/s;
  - l'entità della zona morta è stata scelta per non avere oscillazioni rapide e continue delle barre di controllo a regime.
- Anche la dinamica dei diversi sensori non è stata inserita nelle funzioni di trasferimento e, quindi, è stata considerata come un'incertezza.
- Il *post*-compensatore  $W_2$  è stato scelto come una matrice identità di dimensione 3, mentre il *pre*-compensatore  $W_p$  contiene elementi dinamici per modificare la forma dei valori singolari dell'impianto ad anello aperto (Figura 4.9). In particolare, si è fatto in modo che i valori singolari dell'impianto *shaped*
  - tagliassero l'asse a 0dB all'interno di una banda abbastanza ristretta di frequenze;
  - fossero, a bassa frequenza, approssimativamente simili fra loro.
- Come per l'implementazione del controllo tradizionale, si sono considerati:
  - un *setpoint* di pressione leggermente variabile con la potenza richiesta. La velocità di variazione di tale rife-



rimento, inoltre, è stata limitata in modo identico al caso classico;

- un *setpoint* di livello del generatore di vapore variabile anch'esso con la richiesta di carico elettrico. Anche in questo caso, la variazione è stata scelta identica a quella usata nel caso tradizionale.

Nel seguito del capitolo si mostrerà il comportamento dei controllori ottenuti:

- operando variazioni a gradino della potenza elettrica richiesta;
- introducendo una riduzione della portata di fluido primario per testare la capacità del controllore di reiezione del disturbo.

## PROCEDIMENTO 1: SINTESI DEL CONTROLLORE E RIDUZIONE MEDIANTE TRONCAMENTO DIRETTO

La prima fase del progetto del controllore consiste, come già osservato, nel modificare la forma dei valori singolari dell'impianto. In Figura 9.1 si mostra l'andamento in frequenza dei 3 valori singolari dell'impianto ad anello aperto.

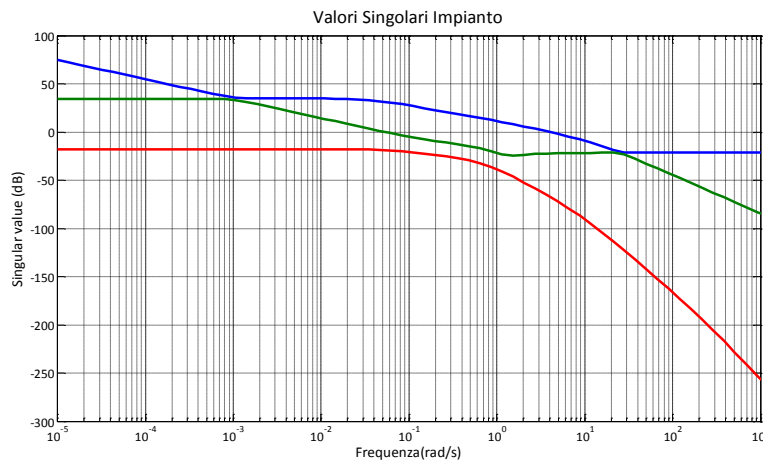


Figura 9.1: Valori singolari dell'impianto ad anello aperto.

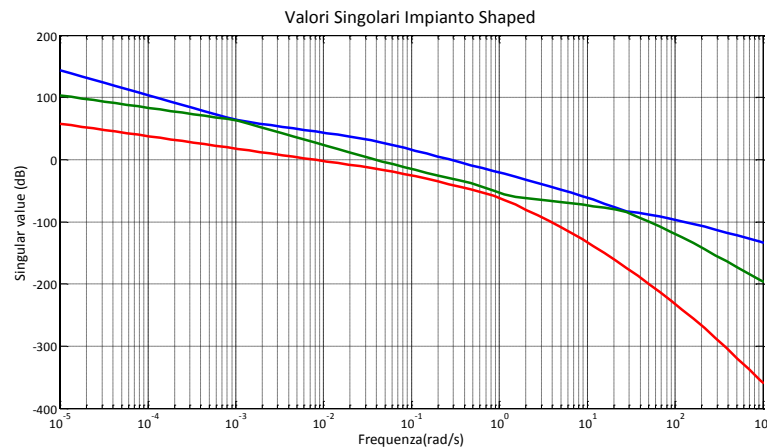
Si considera il seguente *pre-compensatore* dinamico (capitolo 4):

$$W_p = \begin{bmatrix} \frac{0.025}{s \cdot (1 + s \cdot 0.01)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{0.075}{s \cdot (1 + s \cdot 0.01)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{0.025}{s \cdot (1 + s \cdot 0.01)} \end{bmatrix}. \quad (9-2)$$

Ogni elemento della diagonale principale contiene un integratore, per garantire a regime l'inseguimento corretto del *setpoint*, e un polo ad alta frequenza, per diminuire il guadagno ad alta frequenza. La guadagno, invece, è stata scelta per avere l'intersezione dei valori singolari con l'asse a 0dB nella banda desiderata.

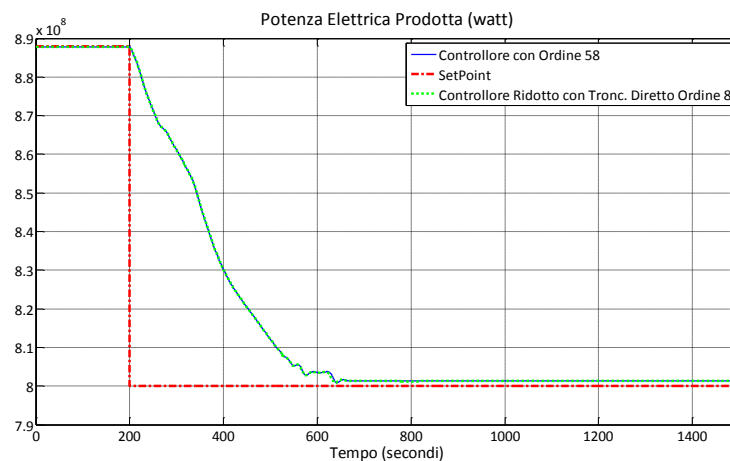
In Figura 9.2 si mostrano i valori singolari dell'impianto *shaped*: essi risultano modificati a seguito dell'introduzione nell'anello di  $W_P$ , il quale fa in modo che tali valori singolari siano elevati a bassa frequenza, piccoli ad alta frequenza e taglino opportunamente l'asse a 0dB. Si calcola poi il controllore  $K_S$  che stabilizza in "maniera robusta" l'intero sistema *shaped*. Si ottiene un controllore di ordine 58, che, per mezzo del metodo di riduzione, diventa di ordine 8. Si ottiene un  $\gamma_{min}^{27}$  pari a 3.0897.

Figura 9.2: Valori singolari dell'impianto modificati.



In Figura 9.3 si mostra che la riduzione dell'ordine non comporta nessuna variazione al comportamento dell'impianto controllato.

Figura 9.3: Confronto fra la potenza elettrica prodotta in due simulazioni in cui si considera il controllore di ordine 58 e quello ridotto di ordine 8.



<sup>27</sup> Per i dettagli teorici si veda il capitolo 4 (da pagina 80 a pagina 92):  $\gamma_{min}$  rappresenta l'inverso della massima perturbazione applicabile affinché il sistema considerato sia stabile.

Si riportano ora i risultati di alcune simulazioni effettuate utilizzando il controllore ridotto. In Figura 9.4 si hanno gli andamenti nel tempo delle principali variabili durante una simulazione di variazione di 88 MWe ( $\approx 10\%$ ) negativa e positiva della richiesta di potenza, mentre in Figura 9.5 si simula una riduzione a scalino del 10% della portata del circuito primario, supponendo che la pressione del circuito primario sia mantenuta costante dal pressurizzatore. Nei grafici si riportano sia l'andamento di ciascuna variabile (ottenuto considerando la quantizzazione e la zona morta non nulla) sia quello ottenuto nel caso più ideale in cui la posizione delle barre è continua e quindi non sia necessaria la presenza di una zona morta tale da impedire le oscillazioni continue delle barre nel tentativo di inseguire i *setpoint*. Si ricorda che i moderni attuatori per regolare la movimentazione delle barre permettono un controllo molto fine della posizione, tale da avvicinarsi al caso ideale di assenza di quantizzazione.

Dalla Figura 9.4 appare che la potenza elettrica raggiunge il riferimento desiderato in tempi ragionevoli e senza sovra o sotto elongazioni e la pressione, a meno della zona morta nel caso di quantizzazione della posizione delle barre, insegue ottimamente il proprio riferimento.

Il livello del duomo nel GV (Figura 9.4 b) subisce piccolissime variazioni (qualche cm) rispetto al *setpoint* fissato ed anche la temperatura media primario subisce variazioni più che accettabili per il corretto funzionamento dell'impianto nucleare.

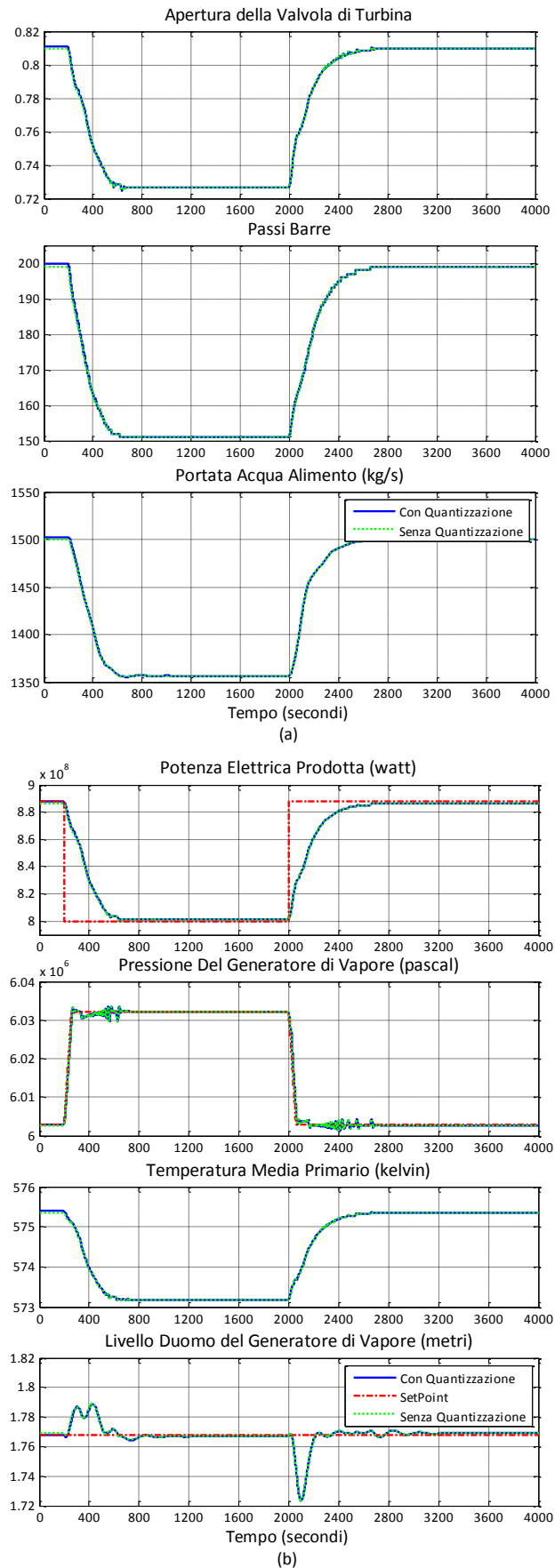
Inoltre, anche a fronte del disturbo di portata del circuito primario (Figura 9.5), il controllore riesce a garantire prestazioni soddisfacenti, agendo in guisa tale che i parametri critici del GV (pressione e livello) rimangano sostanzialmente costanti.

Infine, si riportano (Figura 9.6) i risultati di una simulazione di riduzione della potenza elettrica con un gradiente del 50% in due ore. Il tal caso, per evitare l'instabilità del sistema a bassa potenza, è stato necessario ricalcolare il controllore riducendo di un fattore 10 il guadagno proporzionale dei termini della diagonale principale del *pre-compensatore*  $W_P$  riportato nella (9-2), e, per evitare le oscillazioni a regime delle barre di controllo, si è aumentata l'ampiezza della zona morta. Si osserva che, in questo caso, nonostante che il riferimento di pressione venga ottimamente seguito, quello di potenza viene seguito con notevole ritardo.

Figura 9.4: Risultati della simulazione di due variazioni a scaglino del carico richiesto. Andamento nel tempo di:

(a) apertura della valvola di turbina, passi delle barre di controllo, portata dell'acqua alimento;

(b) potenza elettrica prodotta, pressione del vapore nel GV, temperatura media del fluido primario e livello nel duomo del generatore di vapore.



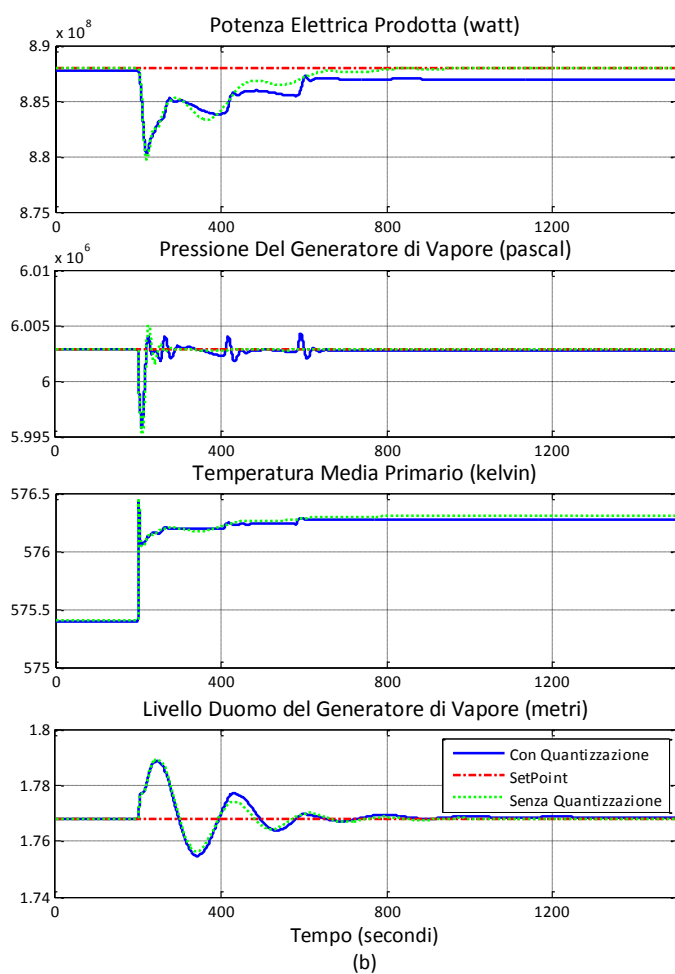
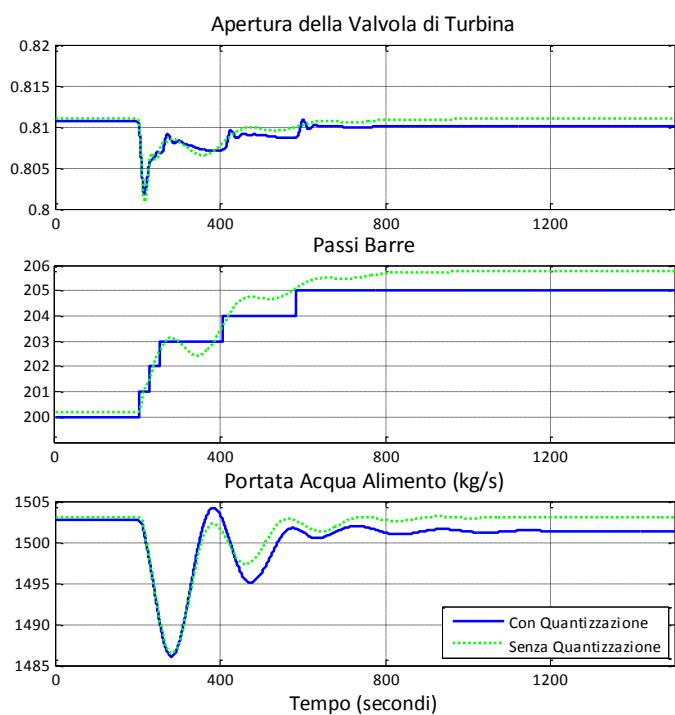
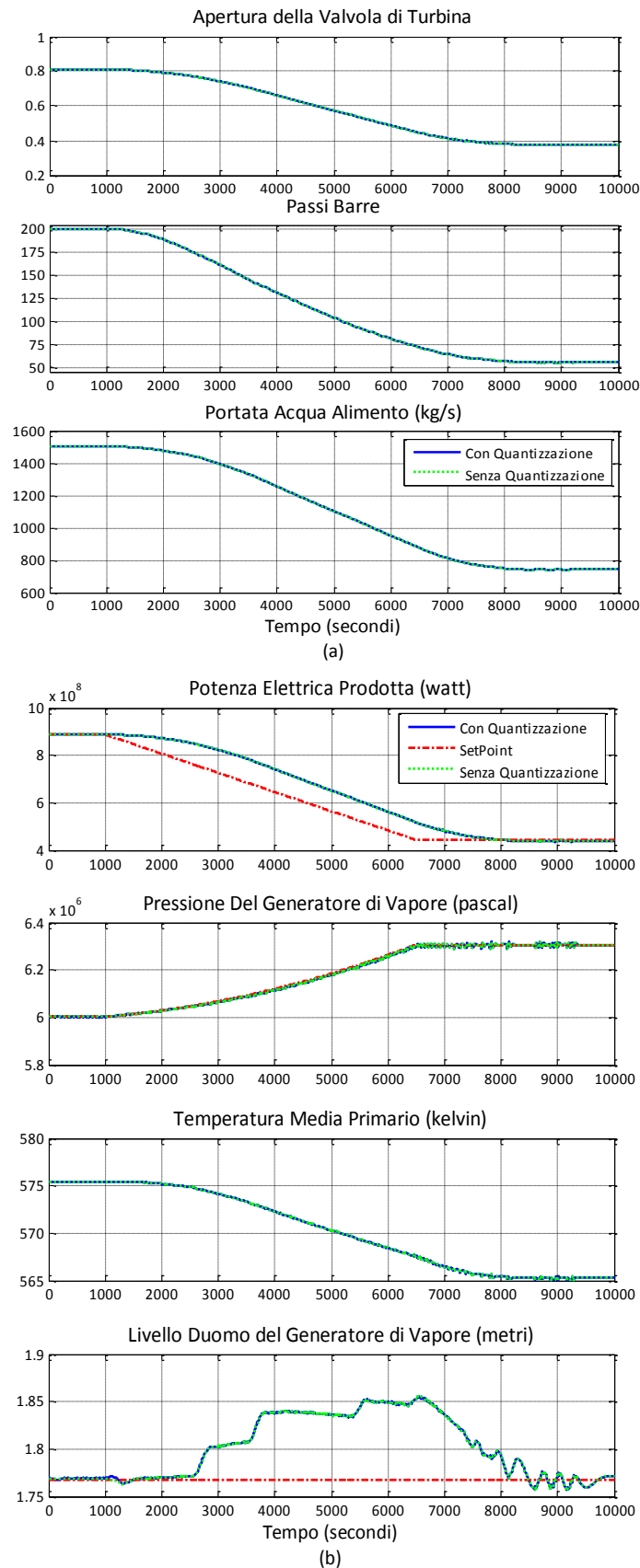


Figura 9.5: Risultati della simulazione di variazione a scalino della portata di fluido del circuito primario a 200 secondi.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina, passi delle barre di controllo, portata dell'acqua alimento;
- (b) potenza elettrica prodotta, pressione del vapore nel GV, temperatura media del fluido primario e livello nel duomo del generatore di vapore.

Figura 9.6: Risultati della simulazione di variazione a rampa della potenza richiesta. Andamento nel tempo di:  
 (a) apertura della valvola di turbina, passi delle barre di controllo, portata dell'acqua alimento;  
 (b) potenza elettrica prodotta, pressione del vapore nel GV, temperatura media del fluido primario e livello nel duomo del generatore di vapore.



## PROCEDIMENTO 2: SINTESI DEL CONTROLLORE A PARTIRE DA FUNZIONI DI TRASFERIMENTO DI ORDINE RIDOTTO

In questo caso, per ottenere un modello ridotto del sistema (7-8), si identificano le funzioni di trasferimento dall'andamento nel tempo delle tre uscite, variando a scalino uno per volta i tre ingressi dell'impianto. Si ottiene così il seguente sistema semplificato:

$$\begin{bmatrix} P_e \\ P \\ L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{0.273 \cdot (1 + s \cdot 145)}{(1 + s \cdot 5)(1 + s \cdot 50)} & \frac{0.114}{(1 + 50 \cdot s)} & 0 \\ -54.9 & 7.8 & -5 \\ \frac{(1 + s \cdot 20)}{s} & \frac{(1 + s \cdot 30)}{s} & \frac{(1 + s \cdot 30)}{s} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_t \\ b \\ W_{ali} \end{bmatrix} \quad (9-3)$$

Da queste funzioni di trasferimento si ricavano i valori singolari dell'impianto; essi sono riportati in Figura 9.7.

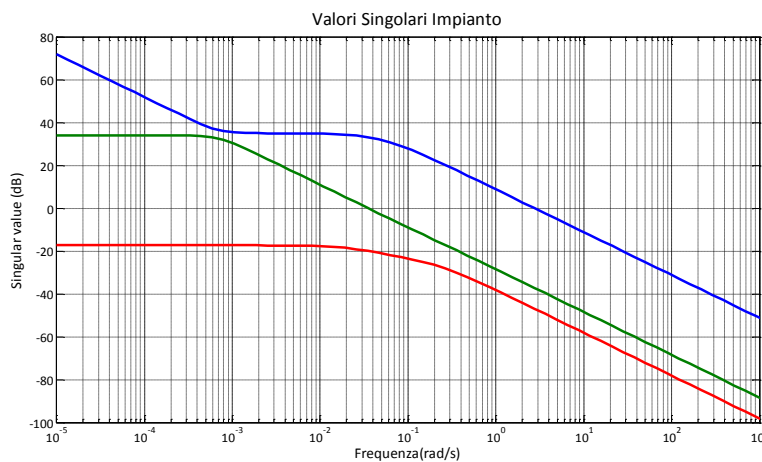


Figura 9.7: Valori singolari dell'impianto identificato dalle risposte allo scalino ad anello aperto.

Se si adotta il compensatore  $W_p$ ,

$$W_p = \begin{bmatrix} \frac{0.01}{s} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{0.04}{s} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{0.01}{s} \end{bmatrix}, \quad (9-4)$$

i valori singolari si modificano come riportato in Figura 9.8.

Il controllore calcolato con l'algoritmo di McFarlane e Glover risulta essere di ordine 13, con un  $\gamma_{min}$  pari a 2.6105. In seguito, si mostrano i risultati delle medesime simulazioni eseguite per testare il metodo 1, eseguite ora con il controllore di ordine 13.

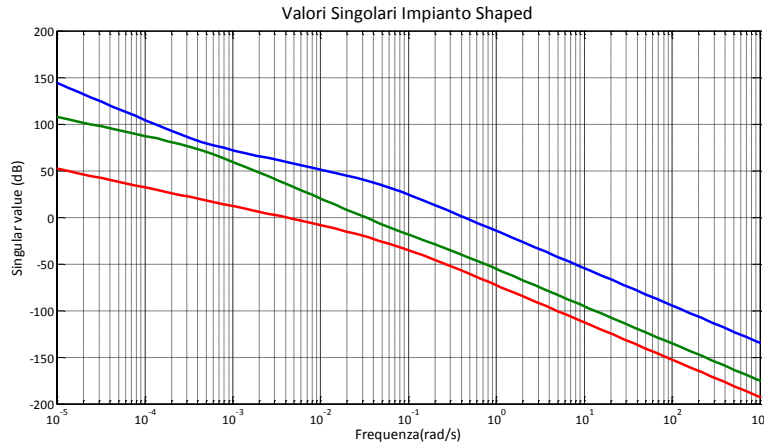


Figura 9.8: Valori singolari dell'impianto identificato modificati.

In Figura 9.9 si riportano i risultati di due successive variazioni relative e positive rispettivamente a scalino di 88 MWe della richiesta di potenza elettrica prodotta.

Anche con questo metodo, come si può dedurre dalla Figura 9.9, si ottiene un controllore multivariabile che opera efficacemente sull'impianto. Si osserva che con questo secondo procedimento il sistema raggiunge il nuovo regime più lentamente rispetto al metodo 1. Questo è confermato anche dall'aver scelto più piccoli i guadagni del compensatore  $W_p$ .

In Figura 9.10, infine, si mostra come interviene il controllore per reagire ad un disturbo della portata del fluido refrigerante nel circuito primario. Anche in questa circostanza, il controllore gestisce bene l'impianto: infatti, non si osservano particolari escursioni in quelle variabili di processo che è auspicabile rimangano costanti durante il funzionamento operativo della centrale nucleare.

Per brevità, non si riportano i risultati della simulazione a rampa della richiesta di potenza.



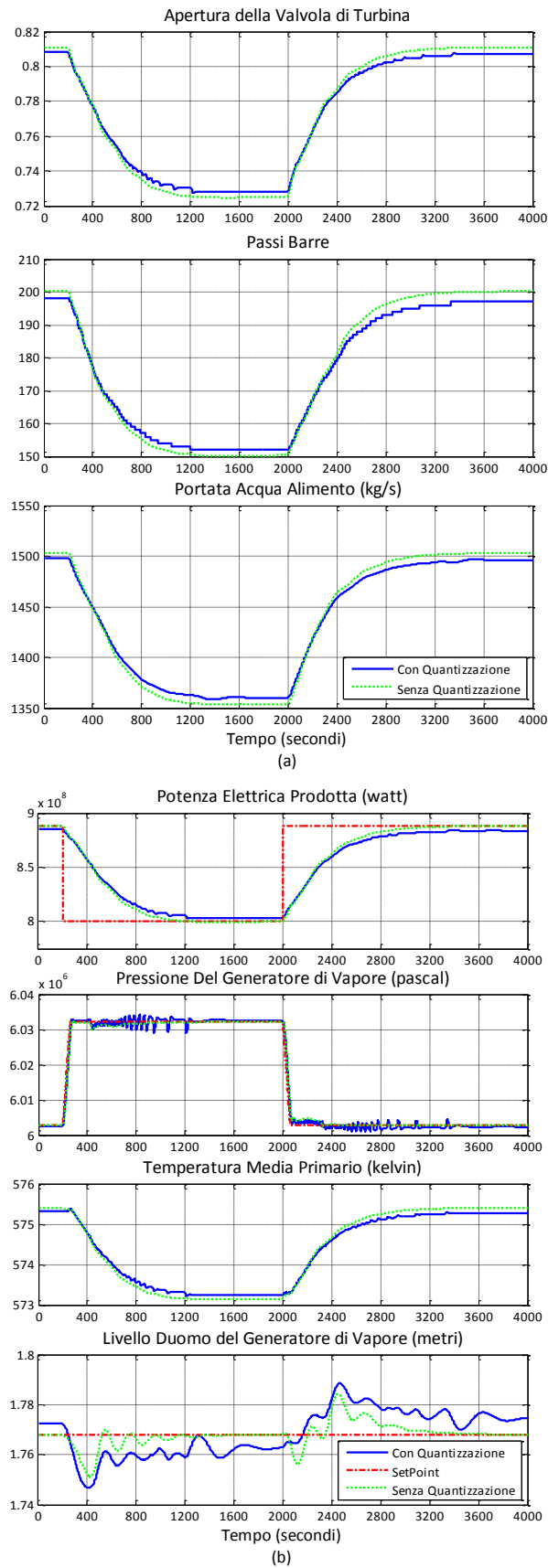


Figura 9.9: Risultati della simulazione di due variazioni a scalino del carico richiesto, a partire dal carico nominale, con il controllore progettato dalle funzioni di trasferimento dell'impianto identificate dalle risposte allo scalino.

Andamento nel tempo di:

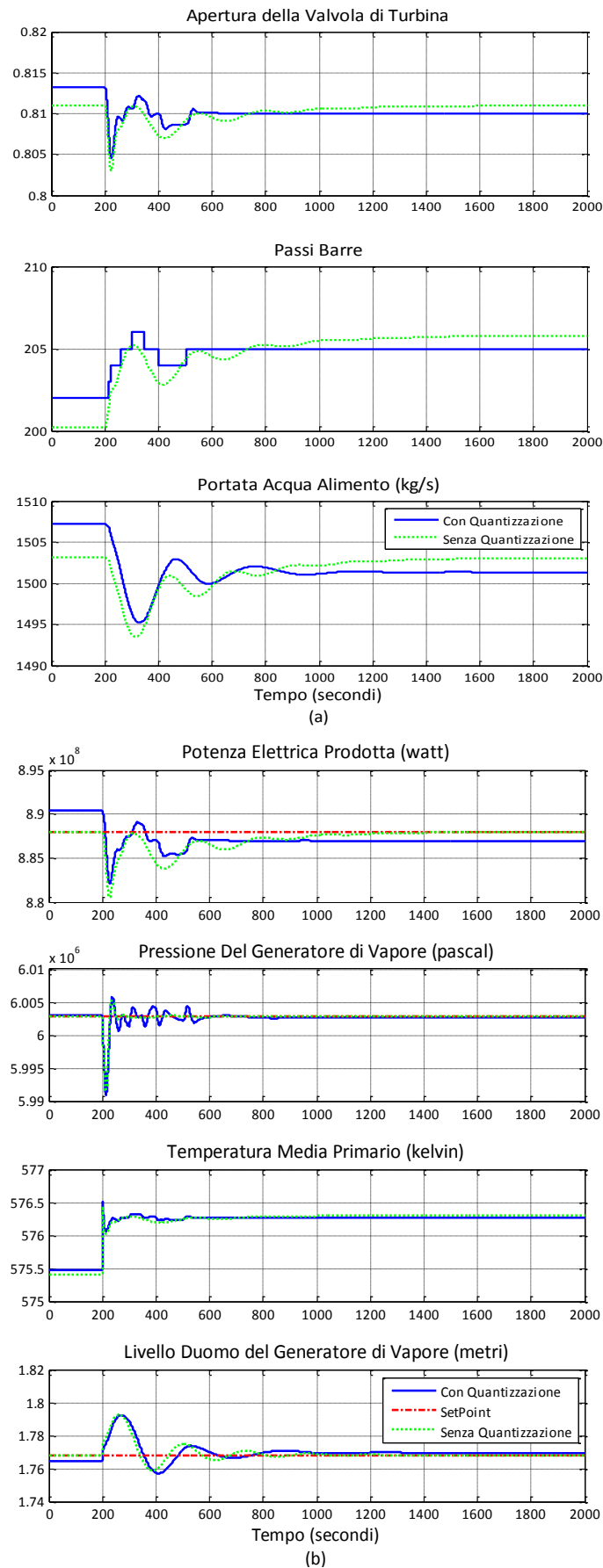
- (a) apertura della valvola di turbina, passi delle barre di controllo, portata dell'acqua alimento;
- (b) potenza elettrica prodotta, pressione del vapore nel GV, temperatura media del fluido primario e livello nel duomo del generatore di vapore.

Figura 9.10: Risultati della simulazione di una diminuzione a scalino del 10%, a 200 secondi di tempo, della portata di fluido del circuito primario con il controllore progettato dalle funzioni di trasferimento dell'impianto identificate dalle risposte allo scalino.

Andamento nel tempo di:

(a) apertura della valvola di turbina, passi delle barre di controllo, portata dell'acqua alimento;

(b) potenza elettrica prodotta, pressione del vapore nel GV, temperatura media del fluido primario e livello nel duomo del generatore di vapore.



## ANALISI DELLA ROBUSTEZZA DEL CONTROLLORE

Per verificare la robustezza del controllore progettato, una prima considerazione qualitativa riguarda gli attuatori e i sensori. Infatti, come già sottolineato, i ritardi che essi introducono non sono stati considerati nella fase di progetto del controllore. Tali rallentamenti sono modellabili con semplici funzioni di trasferimento a qualche polo e – quindi – possono essere considerati come incertezze moltiplicative del modello.

Per quanto riguarda i sensori, essi hanno dinamiche relativamente veloci rispetto a quelle tipiche del sistema, in modo da non interferire con esse. I sensori inseriti nel modello hanno, in particolare, dinamiche caratterizzate da costanti di tempo dell'ordine dei secondi, mentre le dinamiche dell'impianto sono dell'ordine dei 10 – 100 secondi. Si è verificato che il controllore implementato con il metodo 1 tollera dei sensori con le costanti di tempo riportate in Figura 9.11, identiche a quelle usate nel progetto del controllore tradizionale.

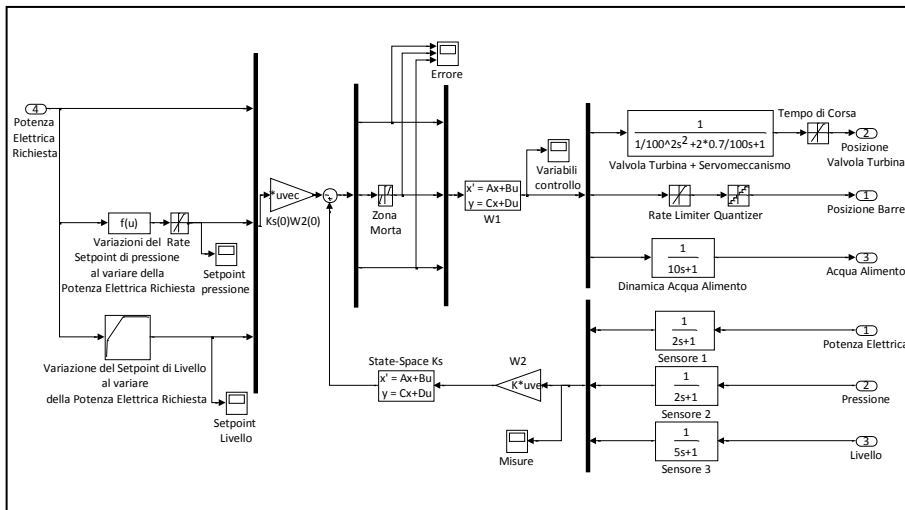


Figura 9.11: Schema a blocchi del controllore implementato in cui sono presenti le funzioni di trasferimento che modellano i sensori. A differenza di questi, gli attuatori presentano anche delle non linearità.

Più delicata risulta la questione degli attuatori. In particolare, quello relativo alla portata alimento è caratterizzato da una costante di tempo per tener conto di tutti i ritardi presenti nel circuito secondario: come, dunque, si comporti il controllore al variare di questo ritardo è senza dubbio un'ottima valutazione della robustezza del controllore progettato. Si ricava dalle simulazioni che si possono tollerare costanti di tempo comprese tra 0.001 s e 15 s. Nelle simulazioni riportate in precedenza la costante di tempo è pari a 10 s.

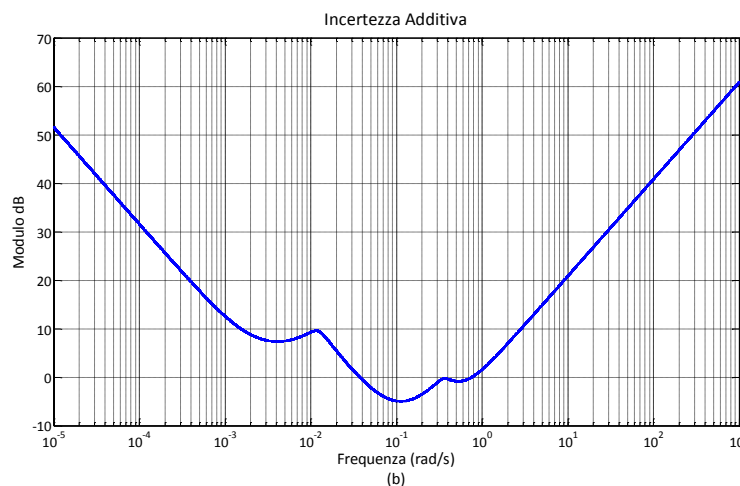
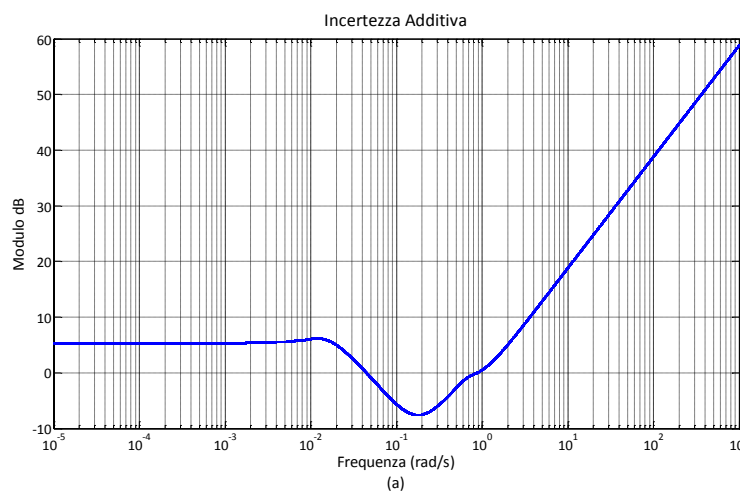
Queste considerazioni abbastanza qualitative possono essere affiancate da un'analisi più quantitativa della robustezza del controllore progettato. Tale indagine, riportata da McFarlane e Glover nel loro fondamentale testo, si basa sul calcolo in frequenza dei valori singolari di alcune funzioni di trasferimento dell'impianto ad anello chiuso. Per esempio, per quantificare la massima perturbazione additiva che l'impianto controllato può sopportare prima di divenire instabile, si può calcolare, al variare della frequenza, la quantità

$$\frac{1}{\bar{\sigma}(K(I - GK)^{-1})} \quad (9-5)$$

che rappresenta, al variare della frequenza, l'inverso del valore singolare massimo della matrice di funzioni di trasferimento da minimizzare nell'analisi dell'incertezza additiva (capitolo 4).

L'andamento in frequenza della (9-5) nel caso dei due controllori progettati nei paragrafi precedenti è mostrato in Figura 9.12.

Figura 9.12: Incertezza additiva permessa, al variare della frequenza, nel caso del controllore progettato con il metodo 1 (a) e con il metodo 2 (b).



Per analizzare, invece, l'incertezza moltiplicativa, si calcola

$$\frac{1}{\bar{\sigma}(GK(I - GK)^{-1})}, \quad (9-6)$$

che rappresenta, al variare della frequenza, l'inverso del valore singolare massimo della matrice di funzioni di trasferimento da minimizzare nell'analisi dell'incertezza moltiplicativa (capitolo 4).

Nel caso dei due controllori ottenuti con i due diversi procedimenti, l'andamento in frequenza della (9-6) è riportato in Figura 9.13.

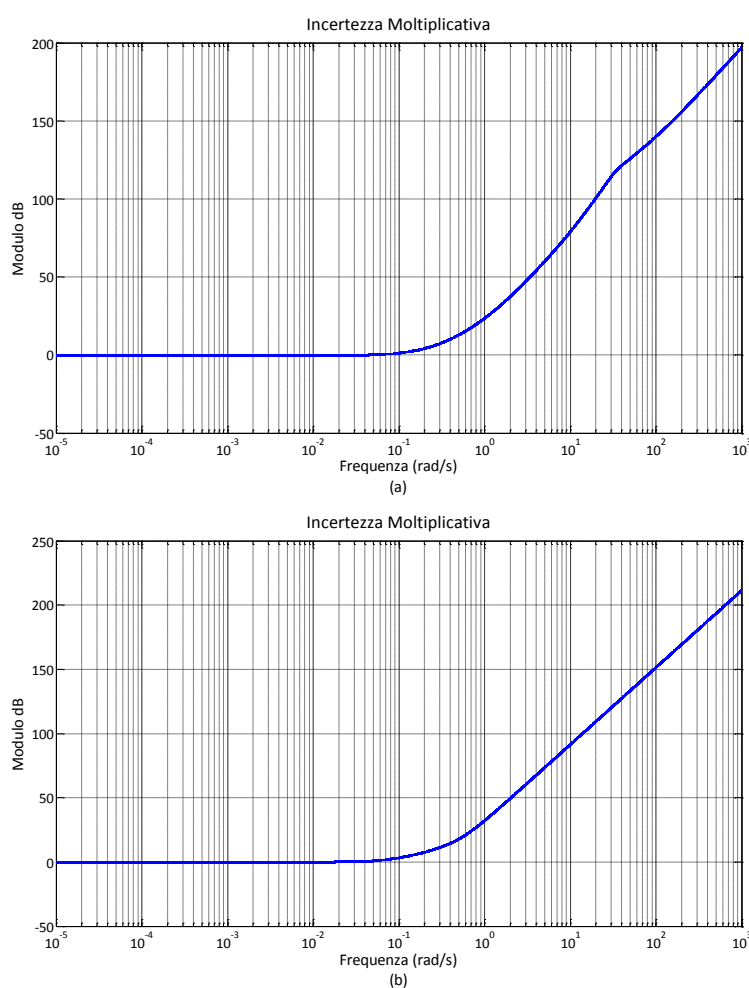


Figura 9.13: Incertezza moltiplicativa permessa, al variare della frequenza, nel caso del controllore progettato con il procedimento 1 (a) e con il procedimento 2 (b).

Questi risultati appaiono molto soddisfacenti, anche alla luce di quelli riportati in (Banavar, Deshpande, 1998).

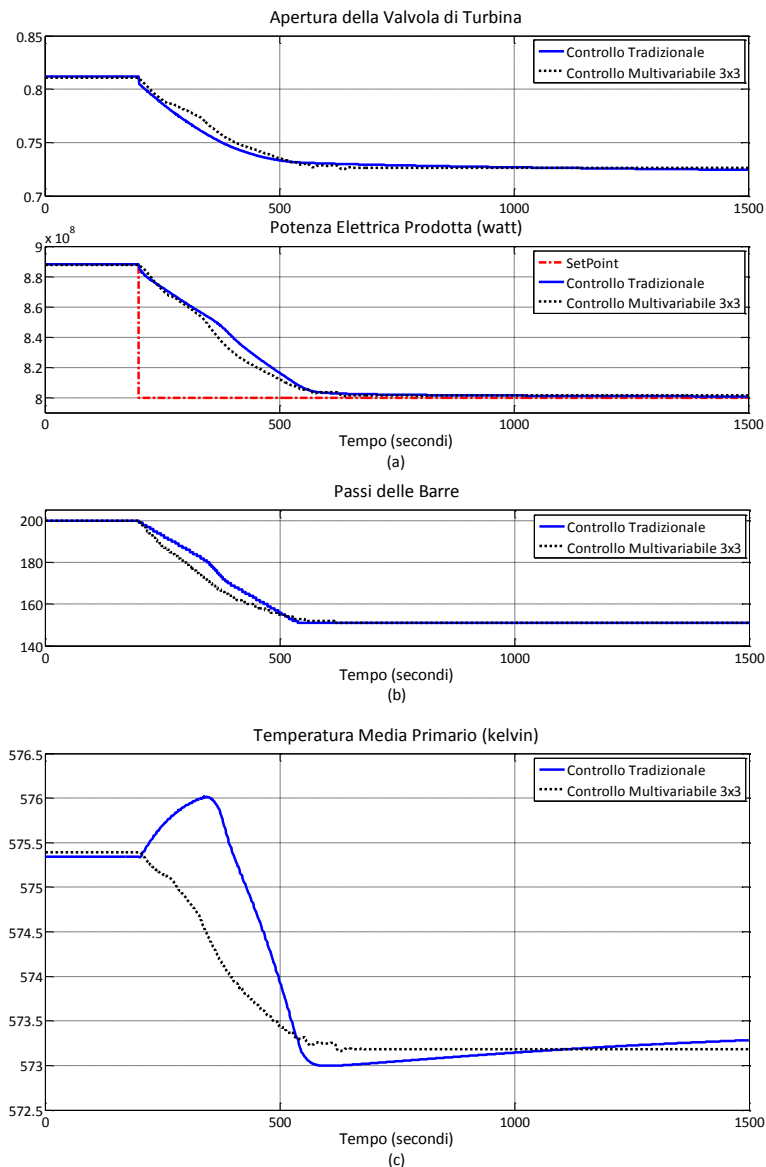
## CONFRONTO TRA CONTROLLO TRADIZIONALE E CONTROLLO MULTIVARIABILE

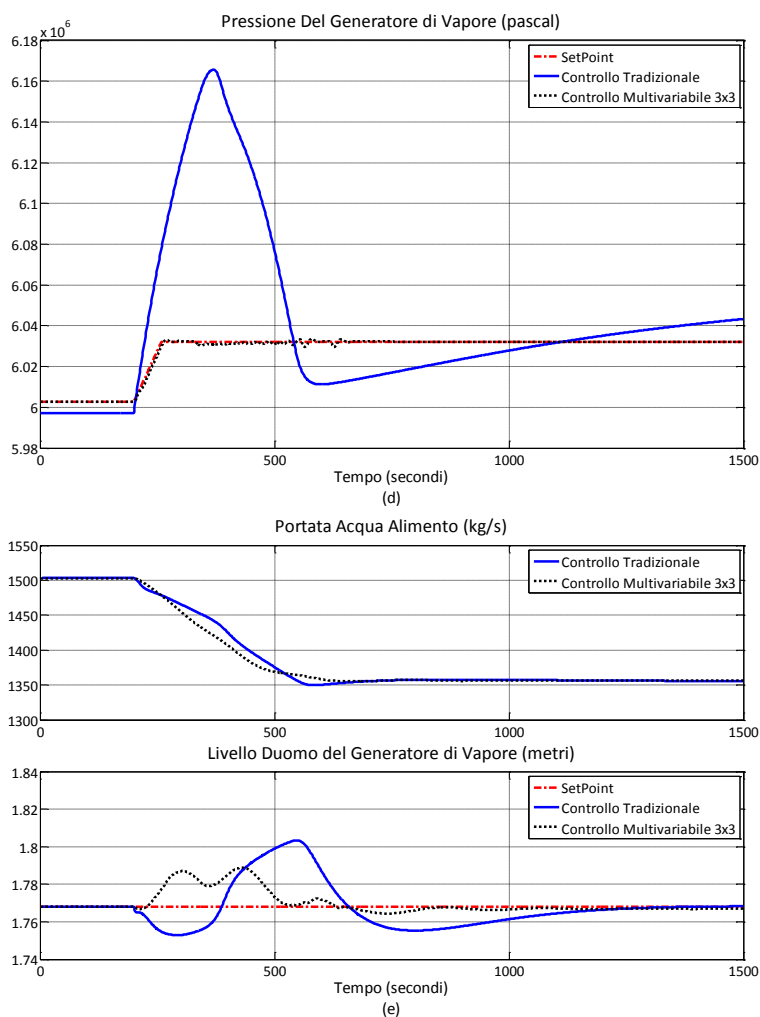
In questo paragrafo si raffrontano i risultati ottenuti dalle simulazioni di funzionamento dell'impianto in cui è attivato il controllo tradizionale descritto nel capitolo 8 con quelli ottenuti con il controllore multivariabile descritto in questo capitolo. In particolare, si considera la configurazione tradizionale con il controllore di pressione attivo. Per effettuare il confronto, si considera qui una taratura del controllore tradizionale tale per cui i due controllori abbiano tempistiche di funzionamento simili. Di seguito (Figura 9.14) si mostra il confronto fra le principali variabili dell'impianto, a seguito di una variazione a scalino della potenza elettrica richiesta.

Figura 9.14: Risultati della simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale o controllore multivariabile.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.

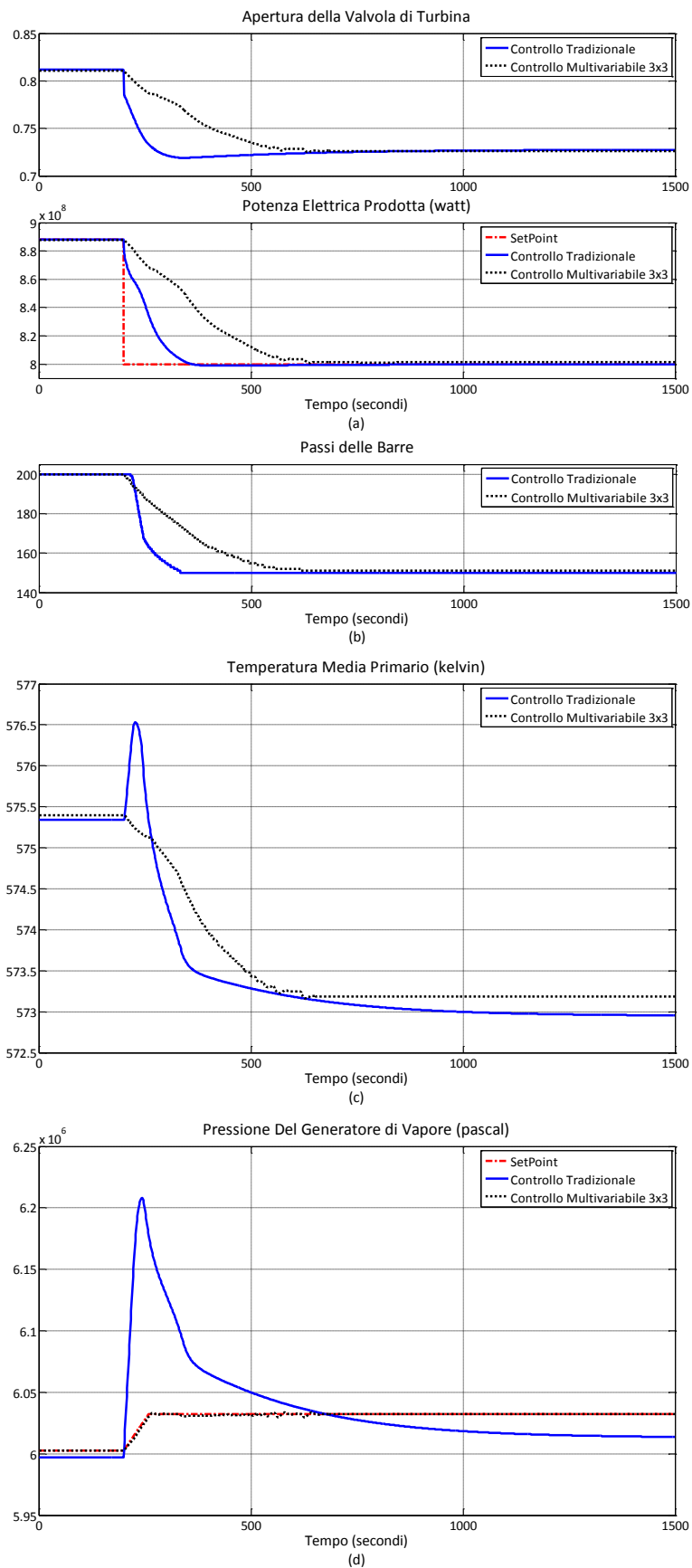




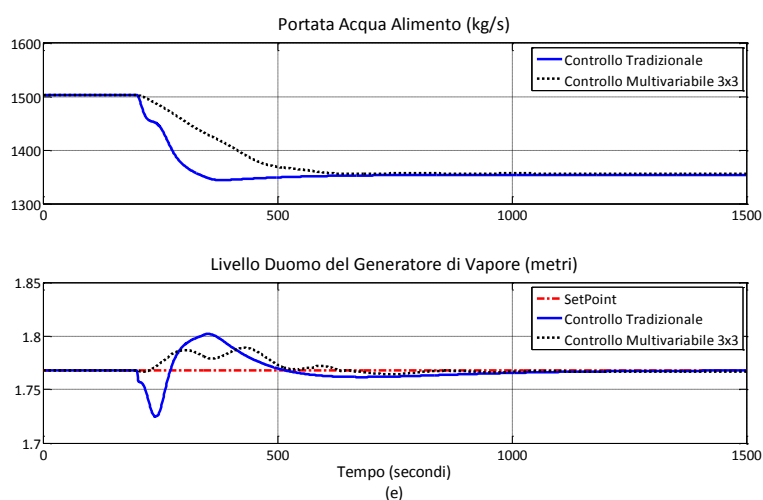
È immediato notare che, a parità di tempo di *settling* della potenza elettrica fornita, il controllore multivariabile garantisce minor escursione sia nella pressione (variabile controllata) sia nella temperatura media del fluido refrigerante (variabile solo monitorata). Per quanto riguarda il livello, con il controllore multivariabile, si hanno minori ampiezze negli scostamenti dal riferimento. D'altra parte, durante i numerosi test eseguiti, si è osservato che con il controllore tradizionale risulta più agevole aumentare la rapidità nel raggiungere il riferimento di potenza elettrica richiesta, a patto però di ammettere maggiori escursioni nelle variabili. In Figura 9.15 si mostra il confronto tra il più veloce dei controllori classici implementato e quello multivariabile, invece, lento. In particolare, qui si utilizza il controllore di pressione con la misura di neutroni che risulta ancor più veloce del semplice controllore di pressione utilizzato nelle simulazioni riportate nella (Figura 9.14).

Figura 9.15: Risultati della simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale pressione con la misura dei neutroni o controllore multivariabile. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.







Contrariamente, con il controllore multivariabile elevare ulteriormente la velocità di risposta comporta la perdita della stabilità dell'impianto. Ciò non è così, invece, se si costruisce un controllore multivariabile più semplice, che escluda la componente più lenta del controllo di livello. Infatti, progettando un controllore 2x2 (DIDO) che controlla solo la pressione e la potenza elettrica (si veda il paragrafo successivo), e controllando indipendentemente il livello con il tradizionale controllore a tre elementi, risulta possibile migliorare notevolmente le prestazioni, sia in termini di aumento della velocità di variazione della potenza elettrica sia, soprattutto, evitando ampie escursioni nella pressione e nella temperatura. In Figura 9.16, si mostrano proprio questi risultati ottenuti con tale interessante "approccio misto".

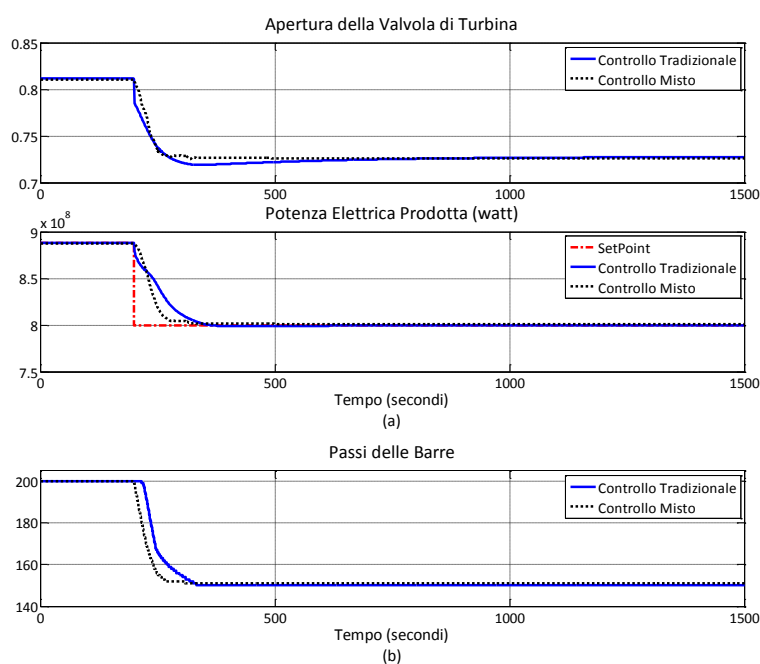
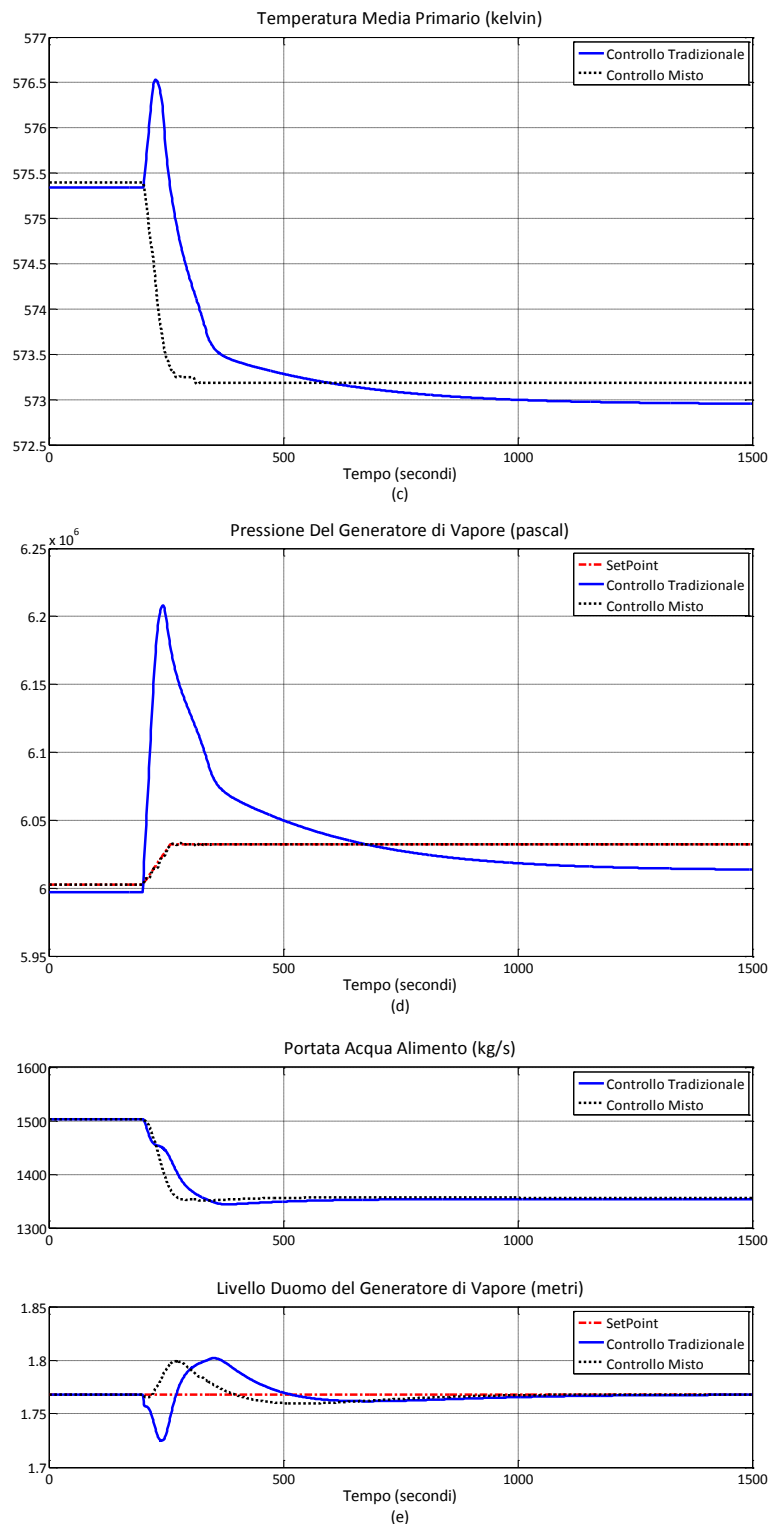


Figura 9.16: Risultati di una simulazione di variazione a scalino della potenza richiesta con controllore tradizionale pressione-neutroni o controllore multivariabile 2x2 e controllore SISO per il livello. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.



Per quanto riguarda, invece, la risposta a un disturbo di portata del fluido refrigerante, si riportano in Figura 9.17 i risultati delle simulazioni con il controllore tradizionale di pressione, il controllore multivariabile 3x3 e il controllore misto con il controllore DIDO più il controllore di livello a tre elementi.

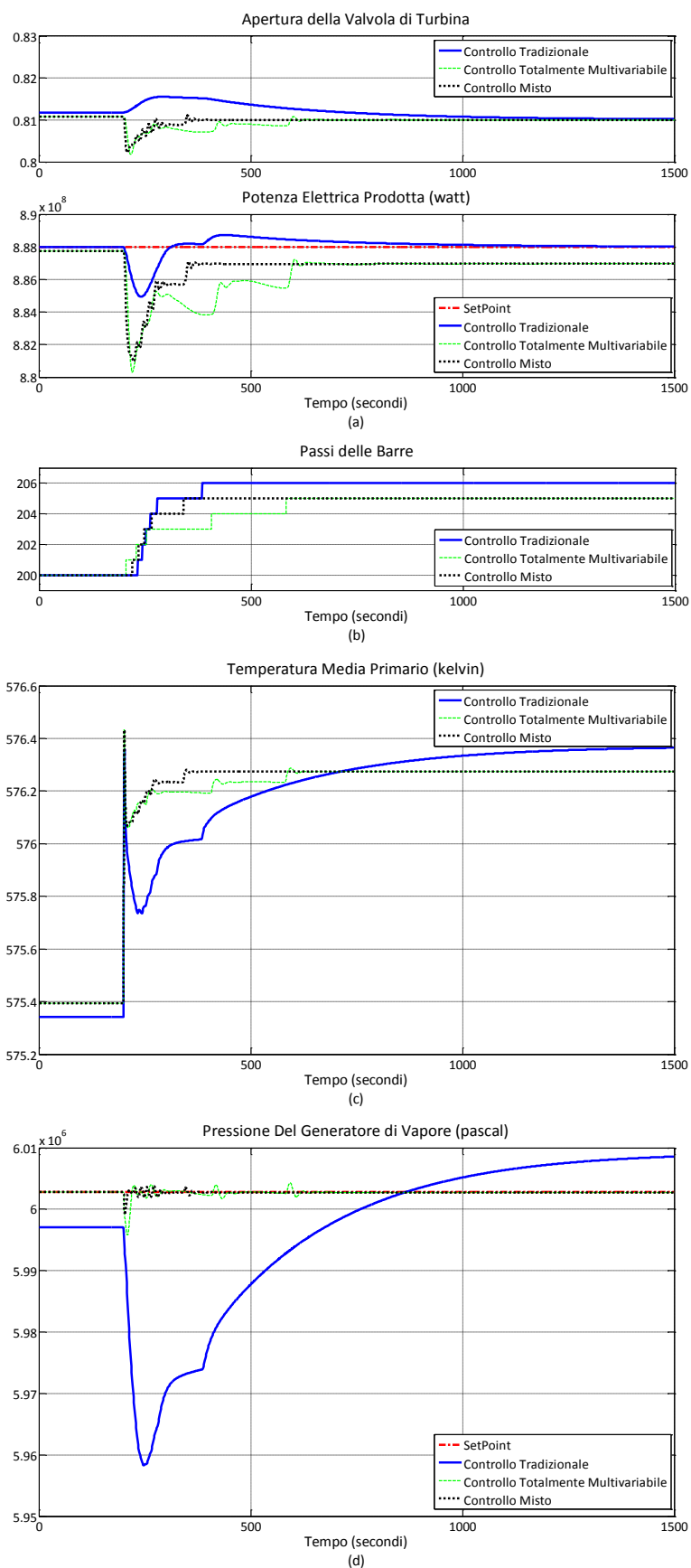
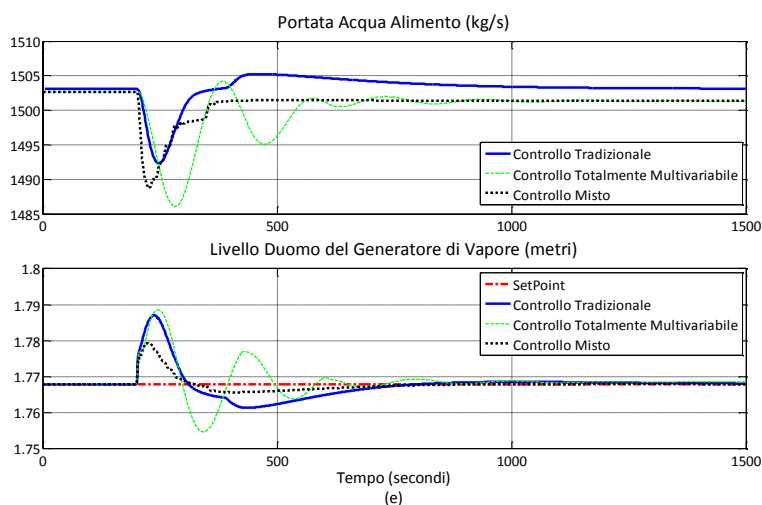


Figura 9.17: Risultati della simulazione di una variazione a scaglino della portata di fluido refrigerante, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3X3, controllore multivariabile 2x2 e controllore SISO per il livello. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.



Si nota che, anche in questo caso, le migliori risposte sono quelle del controllore misto, sia in termini di velocità di risposta che di limitazione delle sotto o sovra elongazioni, a parte nel caso della potenza elettrica, per la quale la minore sotto elongazione si ha con il controllore tradizionale. La differenza di comportamento sta, ovviamente, nella diversa gestione della valvola di turbina e delle barre di controllo: il controllo multivariabile agisce immediatamente e contemporaneamente sulle barre e sulla valvola, in modo da garantire che la pressione resti sostanzialmente costante, ma permettendo una certa escursione negativa, in questo caso, della potenza elettrica; il controllo tradizionale, invece, dà maggiore priorità alla potenza elettrica, agendo direttamente, ma in modo più “dolce”, sulla valvola di turbina e intervenendo solo successivamente sulle barre, cosicché la pressione fa in tempo a scendere rispetto al proprio riferimento.

In Figura 9.18 si riportano gli andamenti delle variabili di processo in seguito alla variazione negativa e positiva di 88 MWe della potenza elettrica richiesta, mettendo a confronto il controllore tradizionale, quello multivariabile “completo” 3x3 e quello “misto” 2x2. Si può notare che:

- l’approccio “misto” caratterizzato dal controllore 2x2 progettato con la tecnica di  $H^\infty$  loop shaping e dal controllore a tre elementi per il livello è il più efficiente dal punto di vista dell’inseguimento dei riferimenti;
- l’approccio multivariabile evita, rispetto al controllore tradizionale, le sovra oscillazioni nel gradino positivo di richiesta di potenza elettrica, rendendo più simmetrico il comportamento dell’impianto.

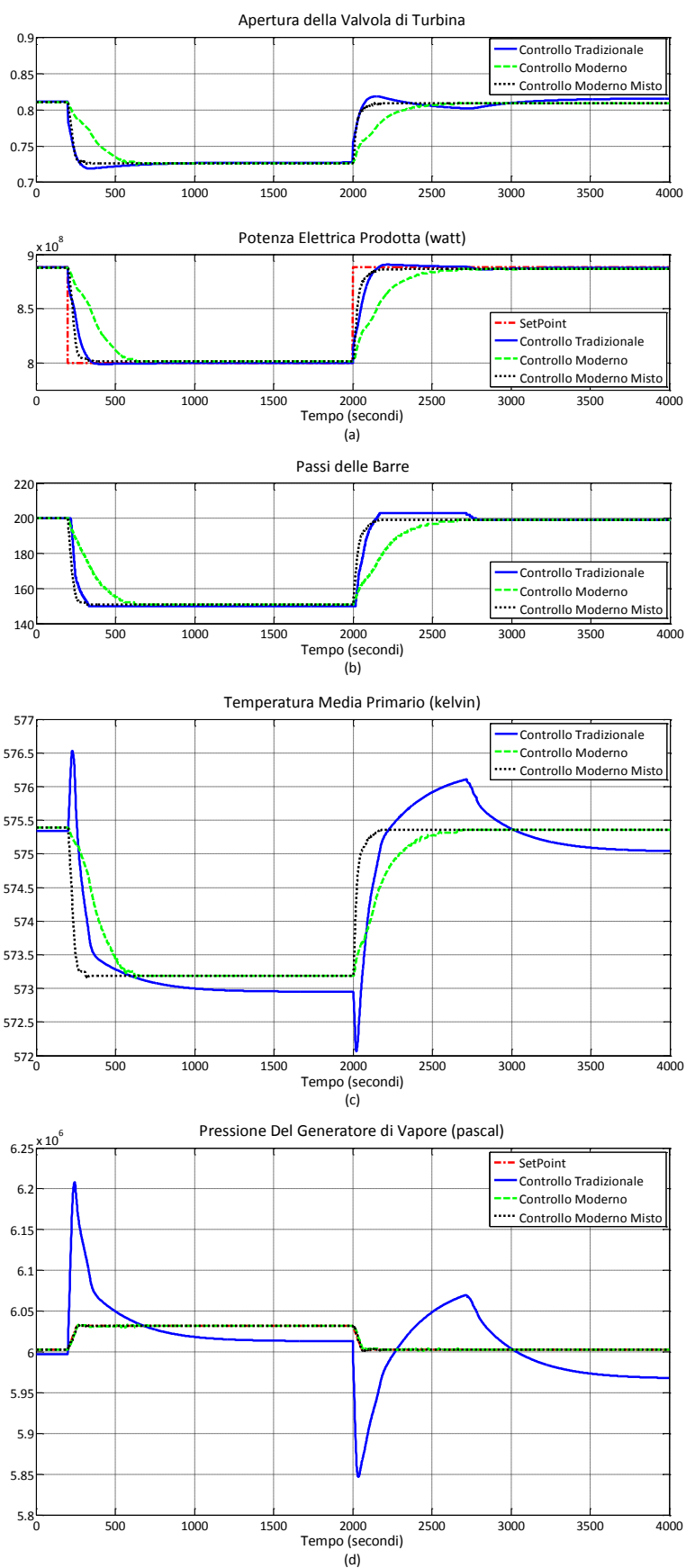
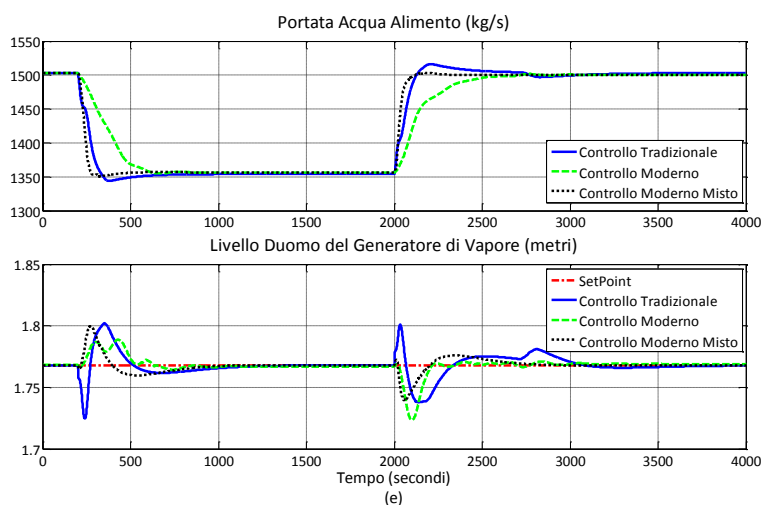


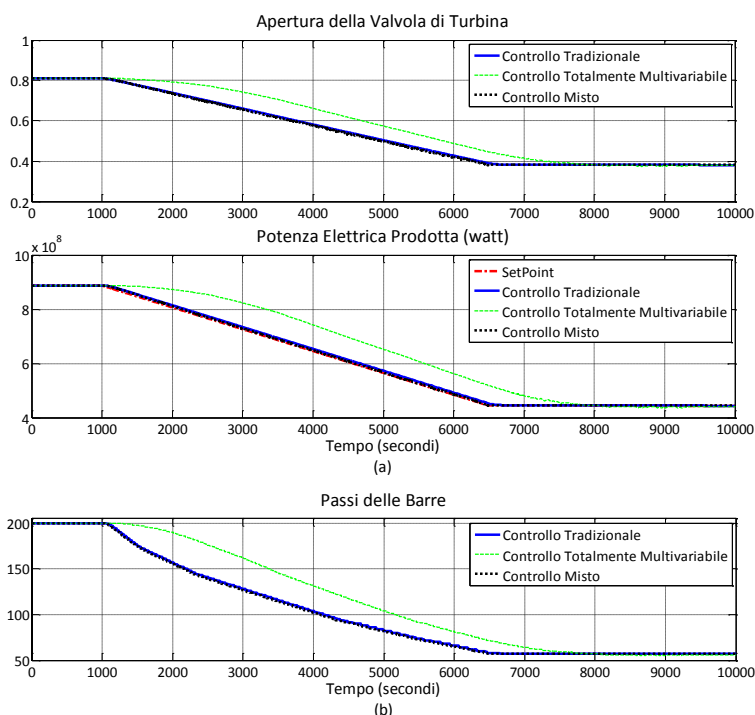
Figura 9.18: Risultati della simulazione di una variazione a scalino negativa e positiva del 10% della potenza nominale dell'impianto, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3x3 e controllore multivariabile 2x2 con controllore SISO per il livello.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.



Infine, si riportano di seguito (Figura 9.19) i confronti fra le variabili durante le simulazioni a rampa eseguite nel caso sia attivo il controllore tradizionale, oppure il controllore multivariabile 3x3, oppure il controllore multivariabile 2x2 con il controllore a tre elementi per il livello. Da quest'analisi, appare molto chiaramente che controllare il livello separatamente da potenza elettrica e pressione e controllare queste ultime con il controllore multivariabile è la scelta vincente in ogni situazione. Si osserva infatti che, durante le simulazioni a rampa, con il controllore multivariabile 3x3 è proprio il livello la variabile maggiormente critica da mantenere vicina al *setpoint*, rallentando così anche tutte le altre variabili nell'inseguimento dei loro rispettivi riferimenti.



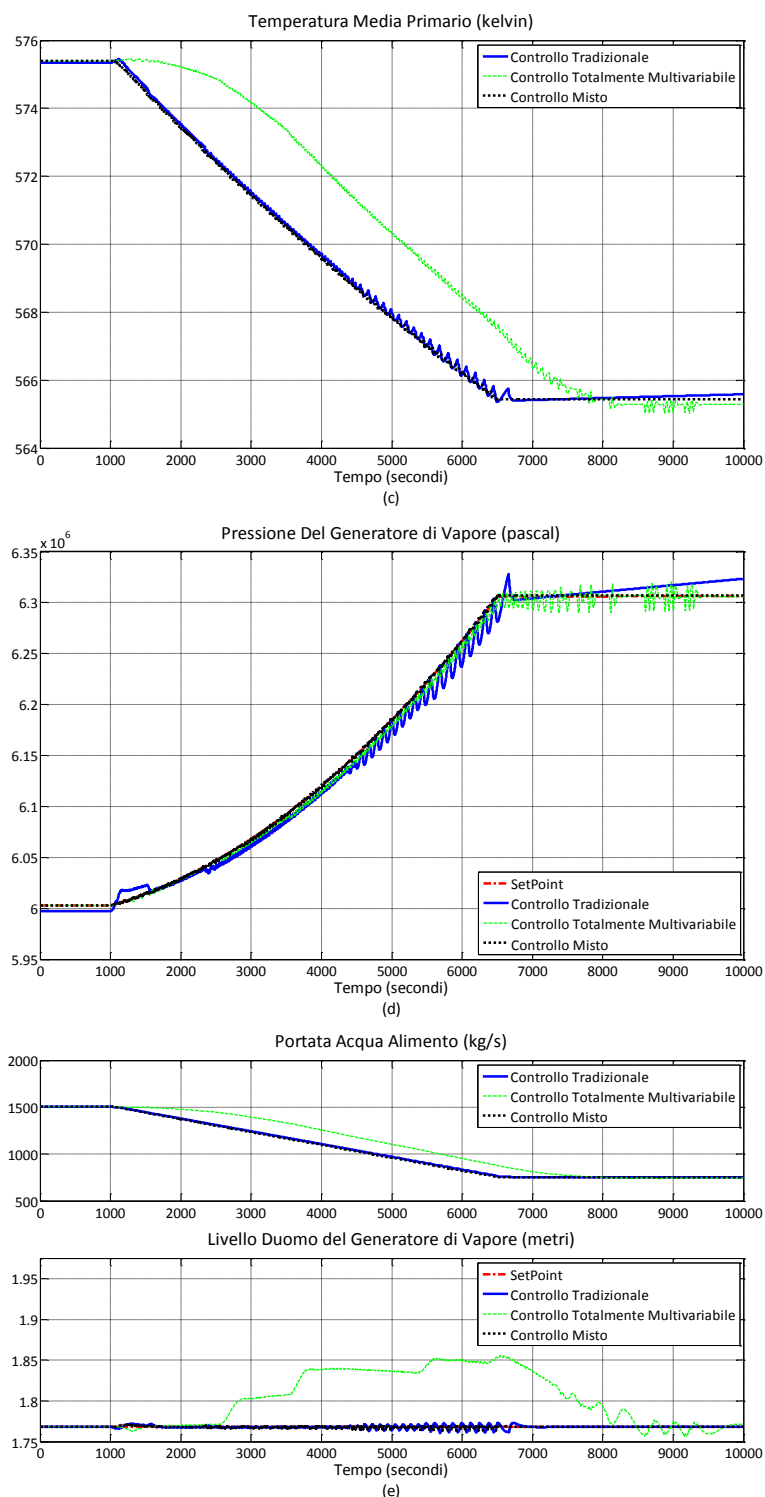


Figura 9.19: Risultati della simulazione di una variazione a rampa della richiesta di potenza, con controllore tradizionale di pressione, controllore multivariabile 3x3 e controllore multivariabile 2x2 con controllore SISO per il livello.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre di controllo;
- (c) temperatura media del fluido primario;
- (d) pressione del vapore nel GV;
- (e) portata dell'acqua alimento e livello nel duomo del generatore di vapore.

Infine, una considerazione sulla robustezza. Il controllore tradizionale è robusto almeno quanto quello multivariabile 3x3 nella variazione delle costanti di tempo che descrivono la dinamica dei sensori, degli attuatori e dei ritardi del circuito secondario.

## CONTROLLORE MULTIVARIABILE MISTO

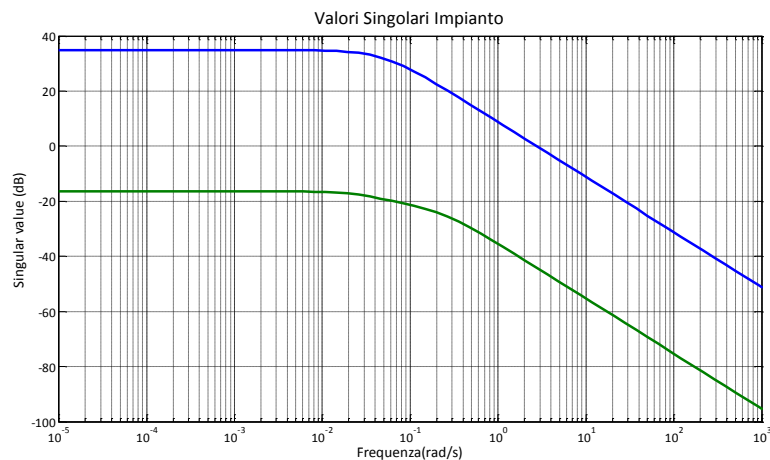
Dai grafici riportati in precedenza appare evidente che il controllore “migliore” è quello ad approccio “misto”. Esso prevede di controllare la potenza elettrica e la pressione con il controllore multivariabile ed il livello del GV con il tradizionale controllore a tre elementi.

Per completezza si riportano ora nel dettaglio le caratteristiche del controllore DIDO impiegato. Nel caso particolare, per il progetto del controllore, si è seguito il “metodo 2” usato in precedenza: a partire dalle funzioni di trasferimento identificate dalle risposte allo scalino del sistema ad anello aperto, si è progettato innanzitutto il *pre*-compensatore e di seguito il relativo controllore. Il sistema ad anello aperto multivariabile da cui si parte è il seguente:

$$\begin{bmatrix} P_e \\ p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_t \\ b \end{bmatrix}, \quad (9-7)$$

dove le funzioni di trasferimento identificate sono le medesime della (9-3).

Figura 9.20: Valori singolari dell'impianto ridotto ad anello aperto.



Da tale sistema si ricavano i valori singolari dell'impianto ad anello aperto (Figura 9.20) e poi con il *pre*-compensatore

$$W_P = \begin{bmatrix} \frac{0.1}{s} & 0 \\ 0 & \frac{0.295}{s} \end{bmatrix}, \quad (9-8)$$

si ottengono i valori singolari modificati di Figura 9.21.

Applicando il metodo di McFarlane e Glover si ottiene un controllore di ordine 9, caratterizzato da  $\gamma_{min}$  pari a 2.4787.



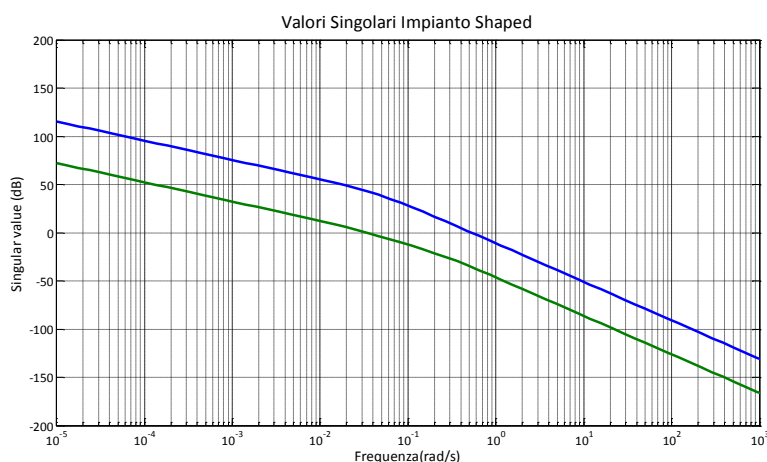


Figura 9.21: Valori singolari modificati dell'impianto ridotto ad anello aperto.

Si riportano, infine, le analisi quantitative di robustezza del controllo progettato che mostrano l'entità delle perturbazioni ammissibili per l'incertezza additiva e quella moltiplicativa (Figura 9.22), in modo da garantire la stabilità asintotica in anello chiuso.

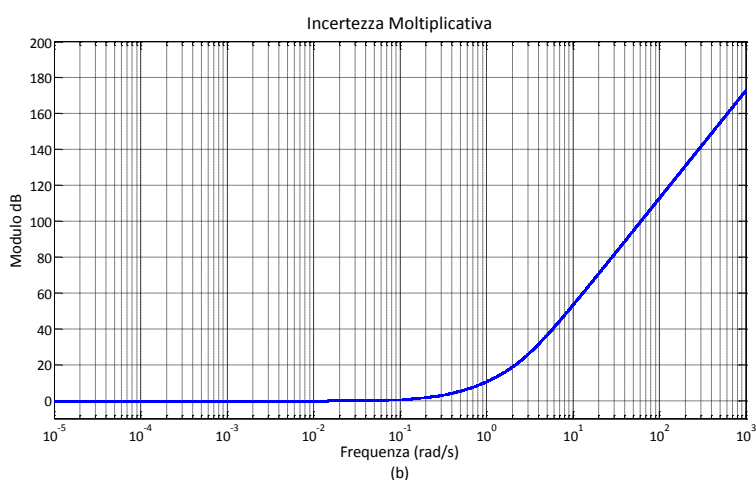
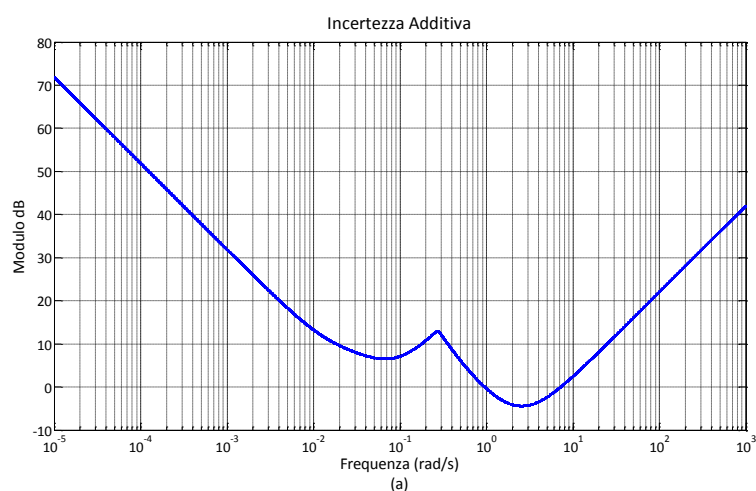
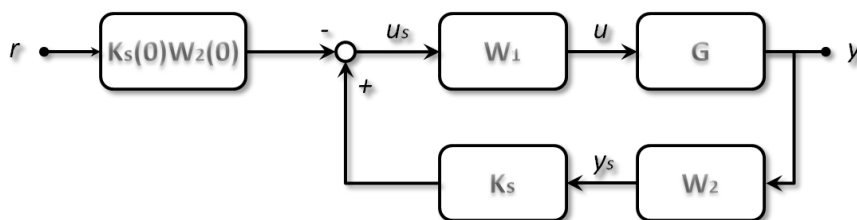


Figura 9.22: Rappresentazione quantitativa della massima incertezza additiva (a) e moltiplicativa (b) ammissibile.

## STRUTTURA ALTERNATIVA DEL CONTROLLORE

In ambito industriale le tecniche di controllo multivariabili non sono ancora ampiamente diffuse quanto quelle che utilizzano controllori SISO; infatti, soprattutto a causa della più difficile comprensione del significato dei segnali che il controllore multivariabile genera, esiste da parte degli operatori dell'impianto una sorta di diffidenza nei confronti di tali tecniche avanzate di controllo: molto spesso tali segnali non hanno un significato fisico diretto. Questo potrebbe essere un limite della struttura di controllo avanzata adottata fino ad ora (Figura 9.24), suggerita dal testo di riferimento (Skogestad, Postlethwaite, 2005); infatti, gli errori (segnali  $u_s$ ) che si generano fra le misure ed i *setpoint* e che si considerano per la retroazione non indicano fisicamente la discrepanza fra la misura delle variabili ed i relativi riferimenti, ma sono "qualcosa" di puramente matematico, difficilmente riconducibile a "qualcosa" di fisico.

Figura 9.24: Struttura di controllo tradizionalmente suggerita per il controllo multivariabile di un impianto.



Per ovviare a questo problema, si potrebbe implementare una struttura di controllo alternativa, che permetta all'operatore di leggere in sala controllo la misura fisica degli errori; ciò si ottiene eseguendo il confronto fra le misure ed i relativi *setpoint* direttamente dopo l'impianto e imponendo proprio a questi errori le richieste desiderate per il sistema di controllo, ad esempio che essi siano a regime nulli. Questa diversa struttura è riportata in Figura 9.23.

Figura 9.23: Struttura di controllo alternativa che opera su errori fisici fra le variabili ed i riferimenti.



In questo modo si permette all'operatore di avere una precisa indicazione dell'errore  $e$  effettivamente presente nell'impianto fra misura e riferimento desiderato.

Per dare un'idea del funzionamento di questa nuova struttura, si riporta un confronto con la configurazione tradizionale nel caso di controllore multivariabile DIDO. In particolare, con il medesimo controllore  $K_s$  implementato, i medesimi *pre* e *post* compensatori, trascurando la quantizzazione delle barre ed eliminando le zone morte, si impone uno scalino negativo alla richiesta di potenza pari a 88 MWe. In Figura 9.25 si riportano i risultati, evidenziando gli errori misurati e il comportamento nel tempo delle principali variabili, che risulta, tra l'altro, molto simile.

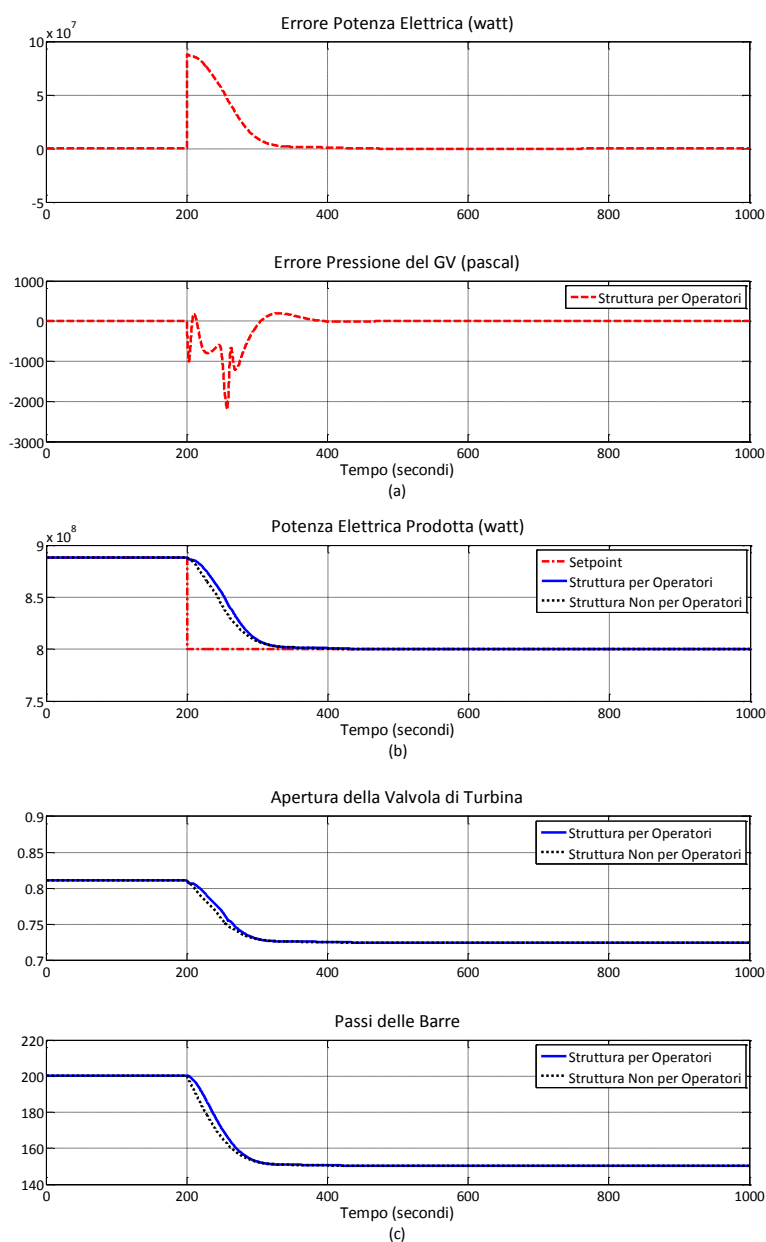
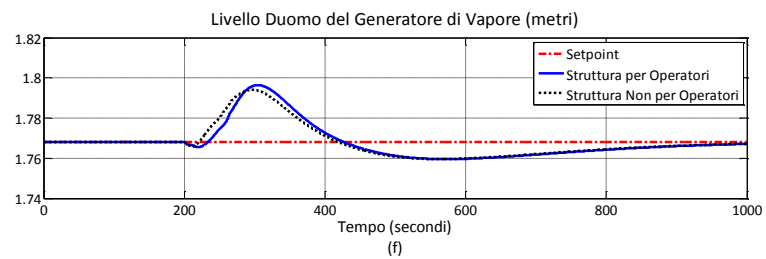
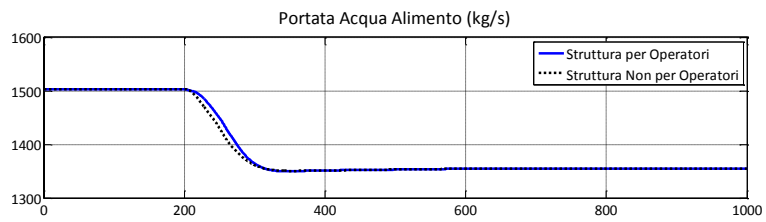
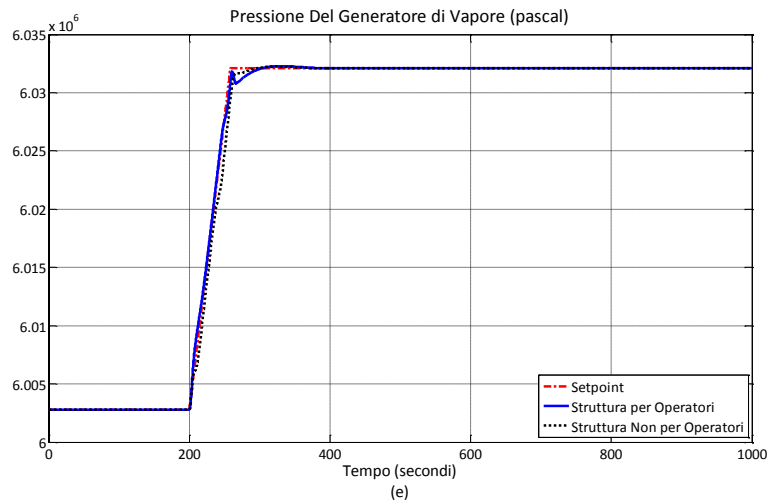
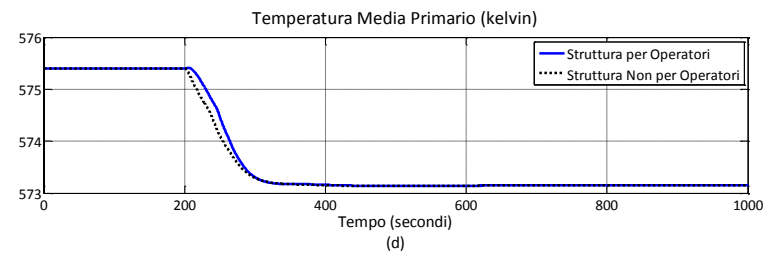


Figura 9.25: Risultati della simulazione di riduzione della richiesta di potenza prodotta, confrontando il comportamento ottenuto dalle diverse strutture di controllo utilizzate. Andamento nel tempo di:

- (a) errori di potenza elettrica prodotta e di pressione;
- (b) potenza elettrica prodotta;
- (c) apertura della valvola di turbina e passi delle barre;
- (d) temperatura media del fluido primario;
- (e) pressione del GV;
- (f) portata acqua alimento e livello del GV.



## Capitolo 10

# Regolazione della Frequenza della Rete Elettrica

---

La centrale nucleare, producendo energia da immettere nel sistema elettrico, deve soddisfare una serie di norme imposte dal Gestore della Rete. In particolare, sussiste l'obbligo di regolazione primaria della frequenza. Ciò prevede due effetti fondamentali sull'impianto:

1. la necessità di mantenere una banda di riserva primaria pari al 3% della potenza nominale e suddivisa a metà fra il limite superiore ed il limite inferiore (capitolo 3);
2. l'obbligo di fornire la potenza di riserva in meno di 30 secondi.

Si è deciso dunque di affrontare questo tema a conclusione del lavoro per valutare il progetto del controllore anche in questa situazione.

Per testare il controllore si sono implementate due prove:

1. si considera l'impianto collegato alla rete elettrica italiana e si simula un transitorio di sovraccarico di potenza dovuto ad un ipotetico guasto ad una linea di trasmissione di alta tensione. In dettaglio,
  - a. si suppone l'impianto nucleare sito in Italia con la regolazione primaria della frequenza attivata;
  - b. si considera il consumo di potenza della Nazione pari a 36 GWe<sup>28</sup>, di cui 6 GWe sono la porzione di energia importata dall'estero;
  - c. si simula il guasto ad una linea di trasmissione di alta tensione che riduca istantaneamente la potenza importata;

---

<sup>28</sup> Potenza media consumata in Italia nell'anno 2010 (Fonte: GME).

- si considera l'impianto isolato e si costruisce *ad hoc* un segnale di test della frequenza di rete.

Nella prima parte del capitolo, si riportano i semplici modelli di rete elettrica italiana ed estera realizzati e la regolazione primaria dell'impianto nucleare, mentre, nella seconda, si riportano i risultati delle simulazioni, confrontando il comportamento dell'impianto con controllore tradizionale e controllore multivariabile.

## MODELLI DELLA RETE ELETTRICA (ITALIANA ED ESTERA, CON REGOLAZIONE PRIMARIA E SECONDARIA)

La somma algebrica della potenza prodotta dagli impianti di generazione e della potenza assorbita dai carichi deve essere in ogni istante nulla. Se ciò non si verifica, la frequenza di rete subisce delle variazioni indesiderate rispetto al valore di regime (si veda il capitolo 3). Per tener in conto ciò, nel modello di calcolo della frequenza di rete si è considerato un nodo sommatore al quale confluiscono, oltre al carico elettrico assorbito, i seguenti addendi positivi:

- potenza prodotta dall'impianto nucleare considerato;
- potenza prodotta in Italia da tutte le Unità Produttive (UP), per semplicità ipotizzate tutte uguali fra loro;
- potenza prodotta all'estero e importata in Italia, anche in questo caso considerando le UP tutte identiche fra loro.

Il relativo modello Simulink è riportato in Figura 10.1. In particolare, l'inerzia delle macchine rotanti è stata considerata globalmente e l'effetto complessivo è quello di avere una costante integrale pari a 8 secondi (si veda il capitolo 3).

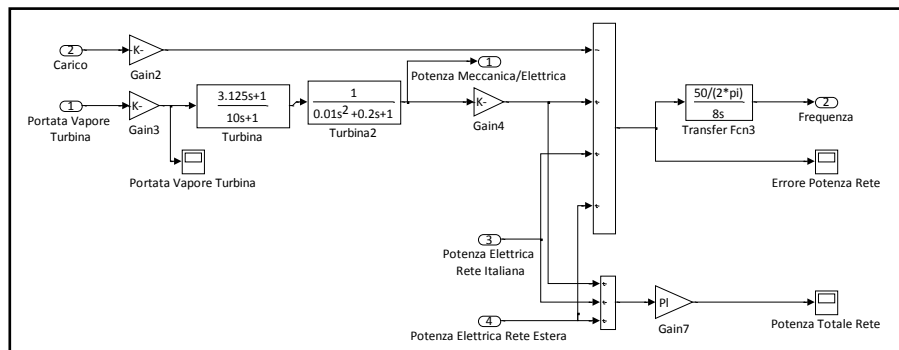


Figura 10.1: Modello Simulink per il calcolo della frequenza di rete.

In presenza di tali scostamenti della frequenza dal valore nominale (50 Hz in Europa), intervengono le regolazioni primarie delle diverse UP, per compensare la perdita o il sovraccarico di potenza nel breve periodo, cercando di impedire che la frequenza scenda al di sotto o

salga al di sopra dei limiti prefissati; in un secondo tempo, interviene la regolazione secondaria, per riportare il valore della frequenza il più possibile vicino a quello nominale. Nei modelli di rete realizzati ci si è focalizzati proprio su quest'aspetto, cercando di cogliere le tempistiche di intervento della regolazione primaria e della secondaria, naturalmente tenendo in considerazione

- la limitatezza della potenza a disposizione:  $\pm 1,5\%$  della potenza nominale per la regolazione primaria e  $\pm 15\%$  nel caso della secondaria;
- le zone morte presenti in pratica nei controllori:  $\pm 0,01\text{Hz}$  per la regolazione primaria e  $\pm 0,001\text{Hz}$  per la regolazione secondaria.

In pratica, in Simulink, per realizzare i modelli di rete elettrica si sono impiegate funzioni di trasferimento, saturazioni e zone morte (Figura 10.2 e Figura 10.3).

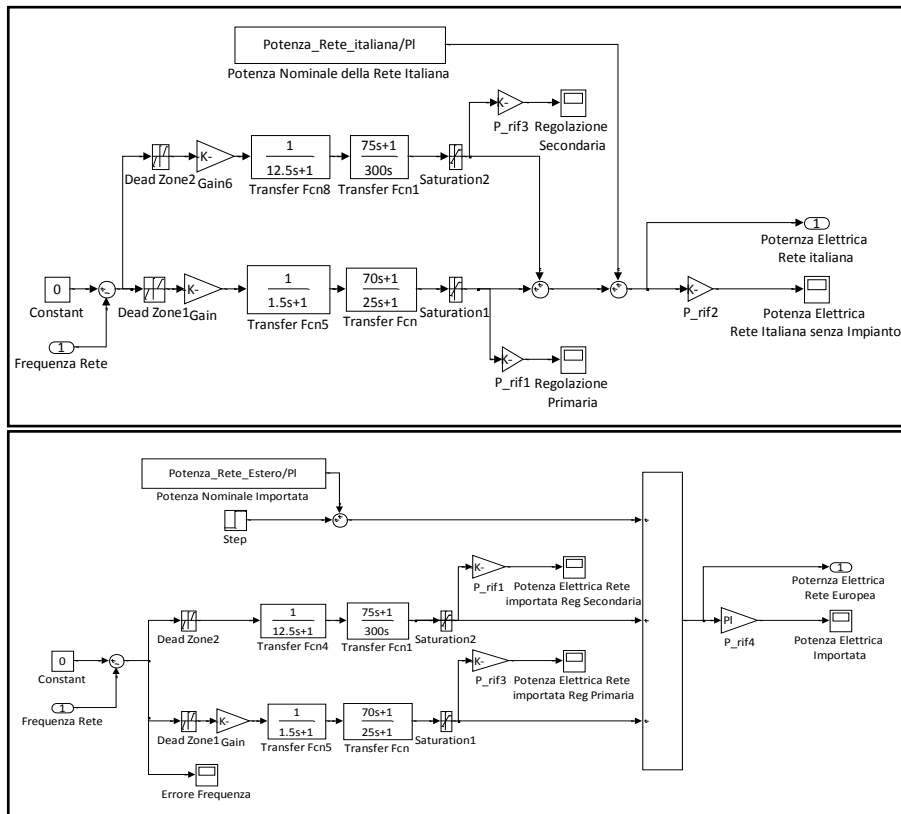


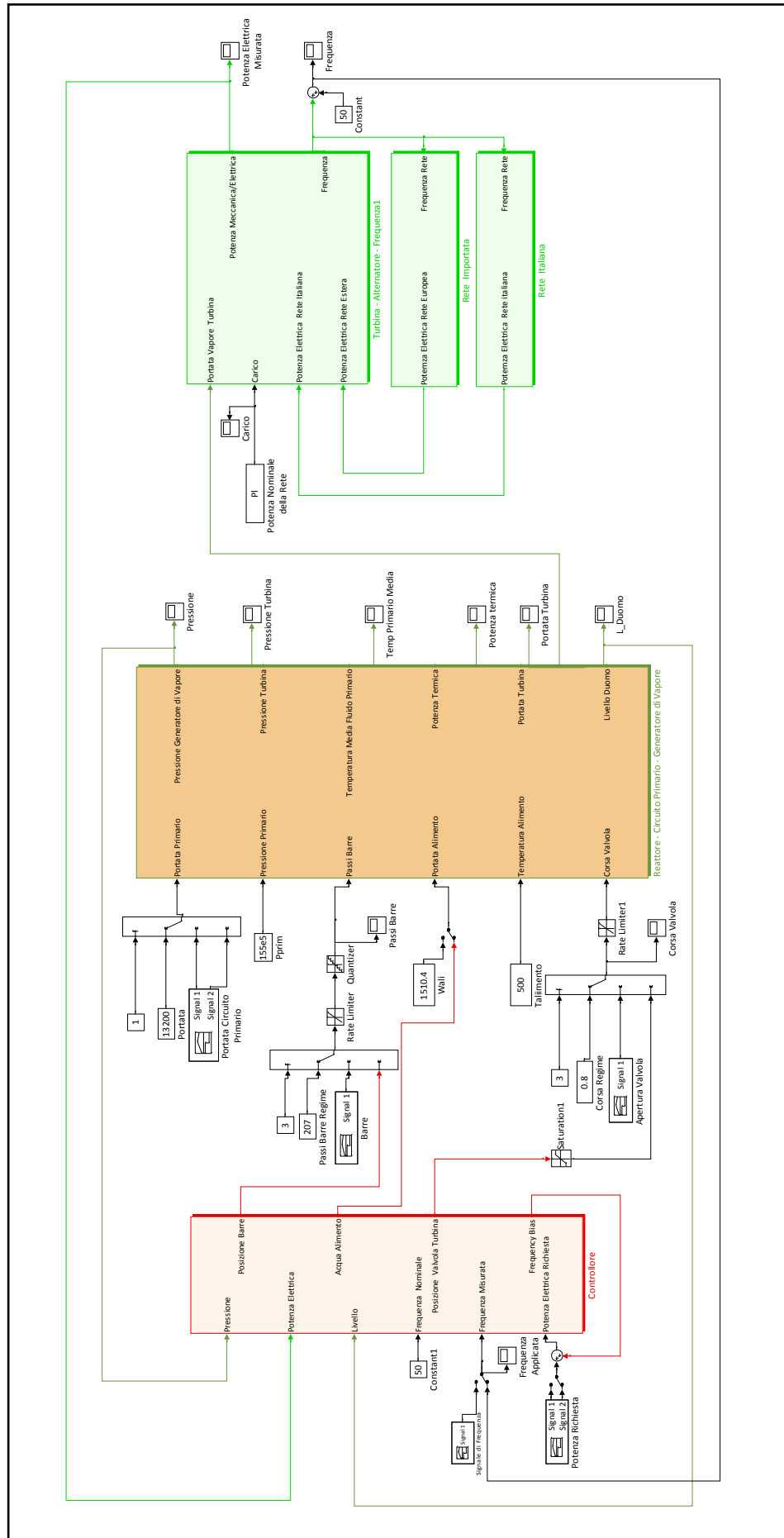
Figura 10.2: Modello Simulink della rete italiana.

Figura 10.3: Modello Simulink della rete estera.

Si ricorda che la regolazione primaria è solamente ad azione proporzionale, mentre quella secondaria è proporzionale ed integrale.

In Figura 10.4 si riporta l'intero schema Simulink relativo al controllo della frequenza; per la descrizione della regolazione primaria dell'impianto nucleare considerato, si rimanda al prossimo paragrafo.

Figura 10.4: Schema Simulink dell'intero scenario simulato. Qui sono presenti l'impianto, il controllore e i modelli di rete elettrica.



Partecipazione dell'Impianto Nucleare alla Regolazione Primaria della Frequenza di Rete



## PARTECIPAZIONE DELL'IMPIANTO NUCLEARE ALLA REGOLAZIONE PRIMARIA DELLA FREQUENZA DI RETE

Si mostra ora nel dettaglio il controllore progettato per permettere all'impianto nucleare considerato di partecipare alla regolazione primaria: in particolare in Figura 10.5 si mostra la struttura utilizzata nel caso del controllo tradizionale, mentre in Figura 10.6 si riporta quella relativa al controllo multivariabile. Più precisamente, nel caso del controllo tradizionale, si ha che, dato il segnale di frequenza, se ne determina l'errore rispetto al riferimento e da ciò si calcola, per mezzo di opportune costanti moltiplicative,

- l'apertura della valvola di turbina necessaria per compensare l'errore di frequenza in base allo statismo<sup>29</sup> tipico dell'impianto (capitolo 3);
- Il segnale (*frequency bias*) per modificare il riferimento di potenza richiesta, quest'ultimo calcolato in base allo statismo e alla potenza nominale dell'impianto:

$$\frac{\text{Potenza Nominale}}{\text{Statismo}} = \frac{900 \text{ MWe}}{5} \cdot 100. \quad (10-1)$$

Inoltre, in questa struttura del controllore si è elevata la costante proporzionale del controllore di carico (da 0.01 a 0.125).

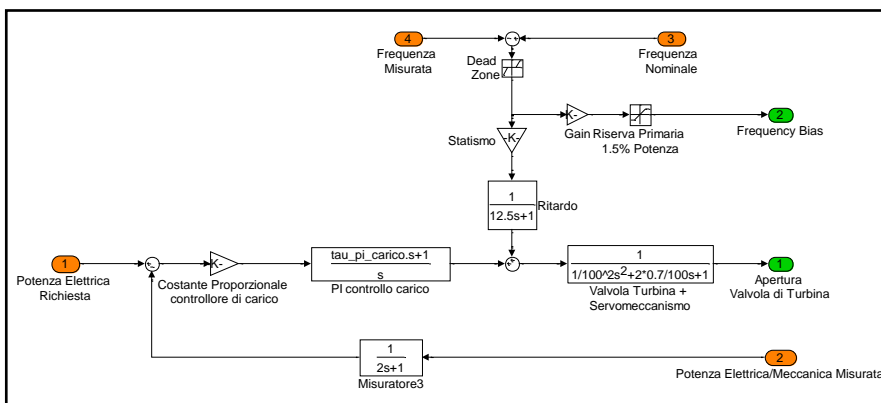


Figura 10.5: Schema Simulink del controllore di carico tradizionale.

Nel caso dell'approccio multivariabile, non è sufficiente agire solo sulla valvola di turbina, ma occorre agire anche sulle barre di controllo, perciò, a partire dal segnale errore di frequenza, si genera un segnale

<sup>29</sup> Per l'impianto nucleare si è scelto uno statismo pari al 5%.



opportuno che opera anche direttamente sulle barre, anticipandone il movimento rispetto all'azione del controllore. Invece, per quanto riguarda la procedura di calcolo del controllore multivariabile, in questo caso si sono considerati nel modello dell'impianto anche i sensori e gli attuatori più lenti (mentre i *pre*-compensatori non sono stati modificati rispetto a quelli riportati nel capitolo precedente).

## PROVA 1: GUASTO AD UNA LINEA DI ALTA TENSIONE

Si riportano in seguito i risultati dello scenario di guasto descritto nell'introduzione al presente capitolo. In particolare, ci si concentra sull'impianto nucleare, confrontando l'azione dei controllori automatici progettati nel caso in cui, per un tempo pari a 200 s, la potenza importata si riduce istantaneamente del 10% (600 MWe). A tal proposito in Figura 10.7 si riporta l'andamento nel tempo delle principali variabili.

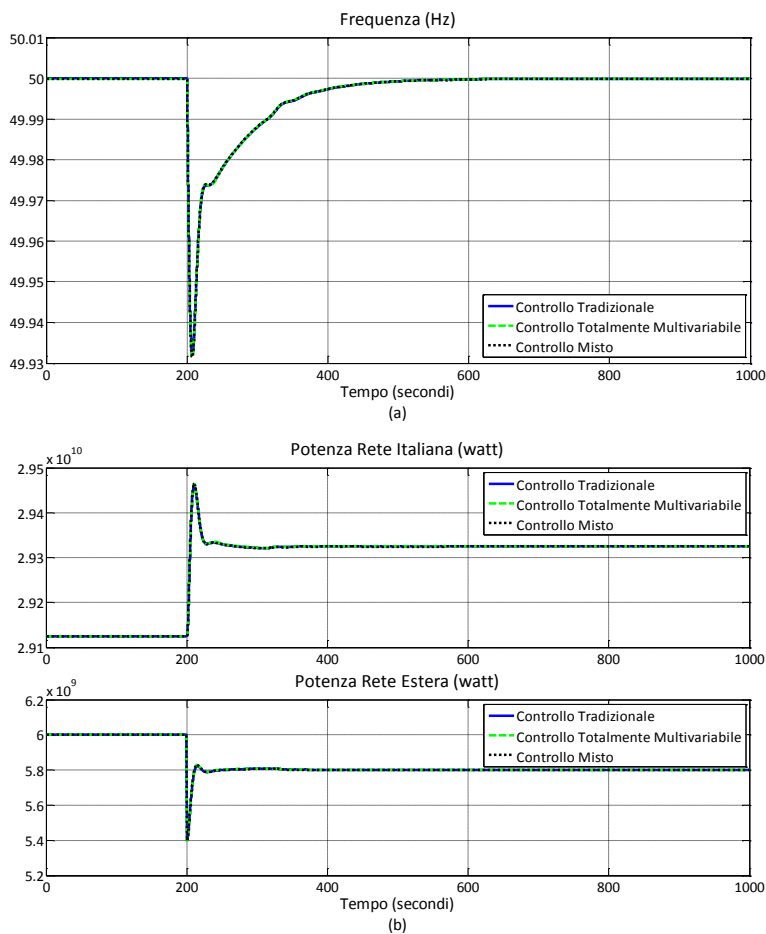
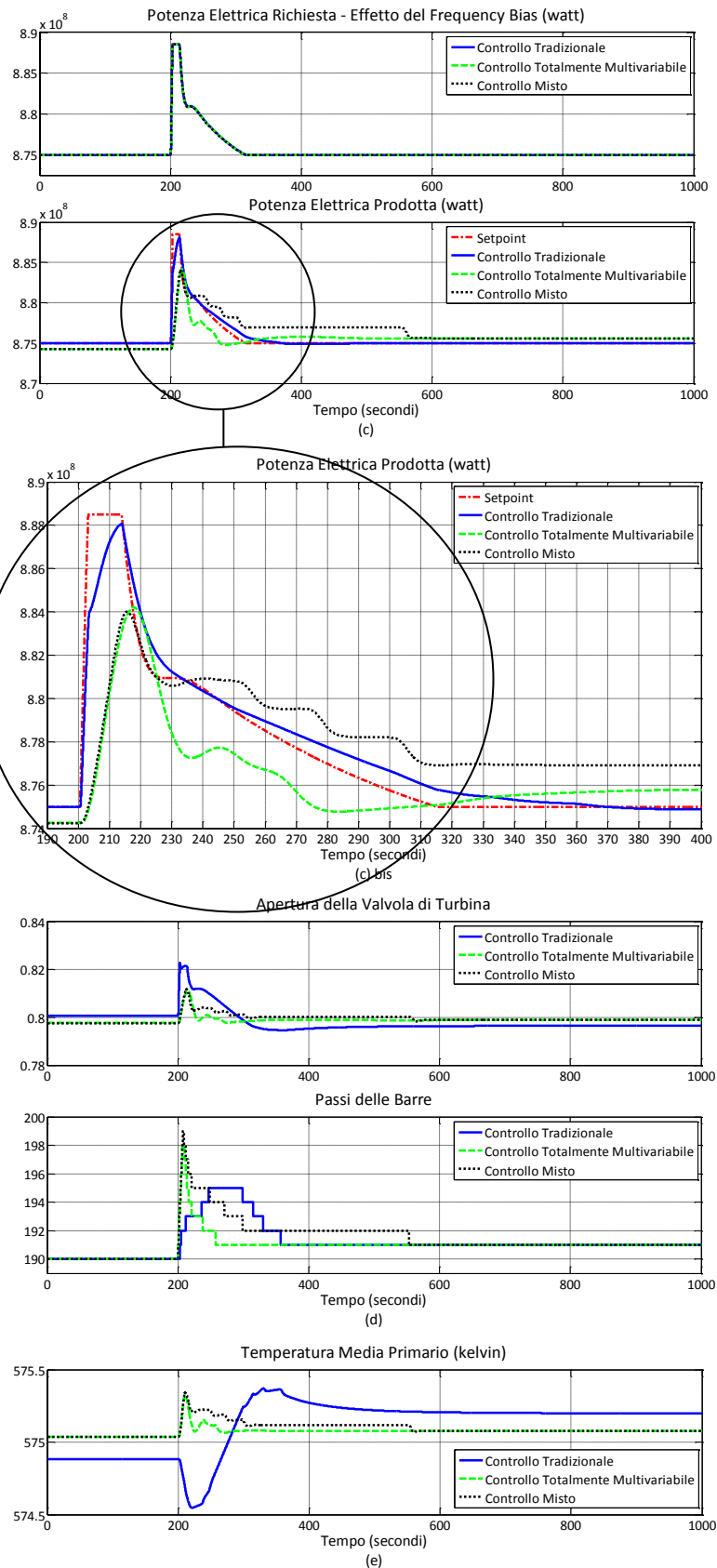
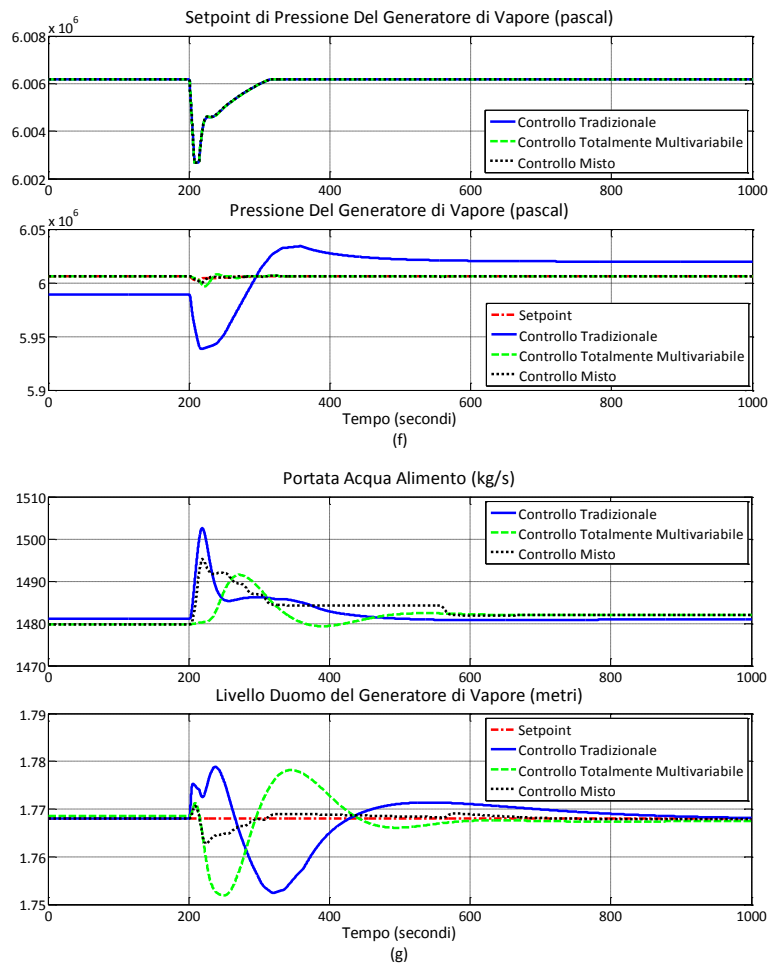


Figura 10.7: Risultati della simulazione di guasto ad una linea di alta tensione. Andamento nel tempo di:

- (a) frequenza della rete;
- (b) potenza rete italiana e potenza importata dalla rete estera;
- (c) potenza elettrica richiesta all'impianto nucleare e misura della potenza prodotta (con relativo ingrandimento: (c) bis);
- (d) apertura della valvola di turbina e passi delle barre;
- (e) temperatura media del fluido primario;
- (f) setpoint e misura di pressione;
- (g) portata acqua alimento e livello del GV.





Il sovraccarico della rete elettrica che si verifica istantaneamente a 200 secondi provoca una rapida diminuzione della frequenza e l'intervento immediato della regolazione primaria di tutte le UP. Per quanto riguarda l'impianto nucleare, il controllore, agendo rapidamente sull'apertura della valvola di turbina e sulla richiesta di potenza elettrica con il segnale di *frequency bias*, porta l'impianto stesso a produrre più potenza finché l'azione di tutte le UP riporta la frequenza al valore nominale.

Confrontando le diverse strutture implementate del controllore, si nota che, anche in questo caso, l'approccio multivariabile, agendo contemporaneamente sulla valvola di turbina e sulle barre, riduce le escursioni di temperatura e pressione. Viceversa, per elevare la potenza, il controllore tradizionale agisce tempestivamente sulla valvola di turbina e con maggior ritardo sulle barre di controllo. Il livello, invece, è ben controllato dal controllore a tre elementi che, nel caso di controllore multivariabile 2x2, opera molto efficacemente per mantenere costante la quota del pelo libero dell'acqua all'interno del GV.

## PROVA 2: TEST DELLA CAPACITÀ DI REGOLAZIONE PRIMARIA DELL'IMPIANTO NUCLEARE MEDIANTE SEGNALE AD HOC DI FREQUENZA

Si riporta nella Figura 10.8 un test della capacità di regolazione primaria da parte dell'impianto, applicando al sistema complessivo una variazione di frequenza della rete a rampa da 50 Hz a 49.8 Hz in 10 secondi. Per tale simulazione:

- non si considera la quantizzazione delle barre;
- i controllori sono i medesimi del test precedente.

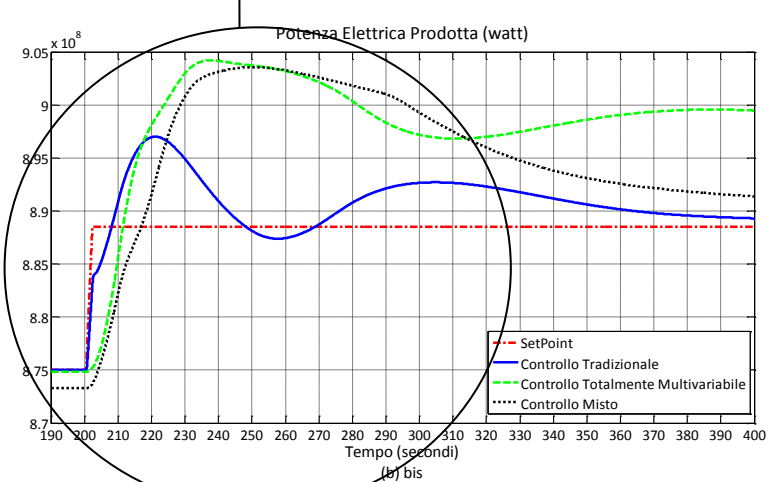
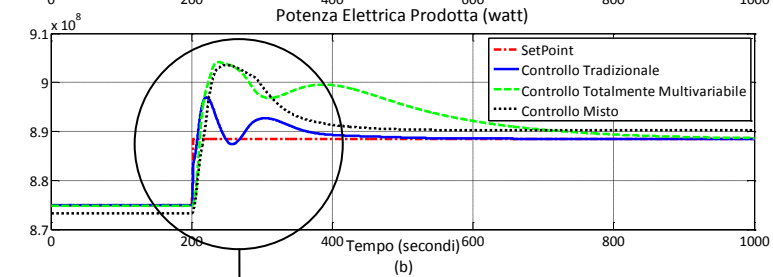
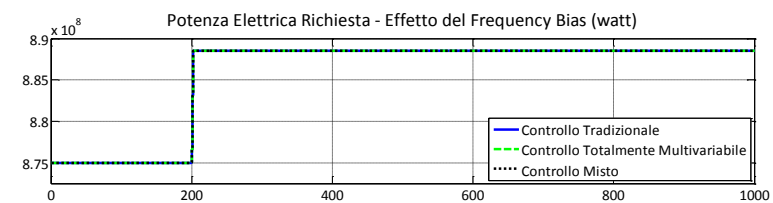
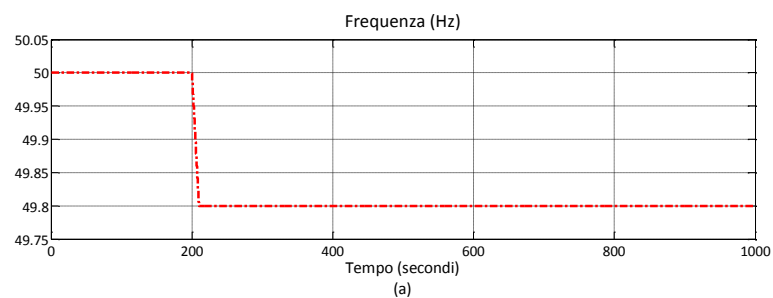


Figura 10.8: Risultati della simulazione di test della regolazione primaria variando ad hoc la frequenza.

Andamento nel tempo di:

(a) frequenza della rete;

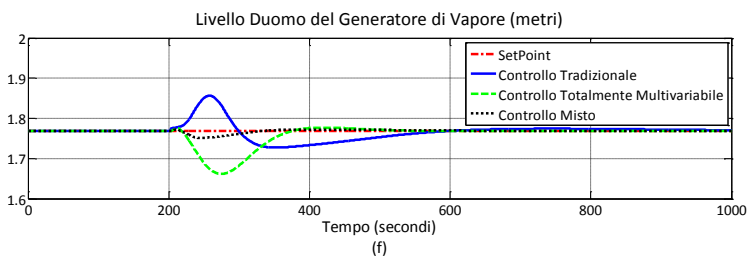
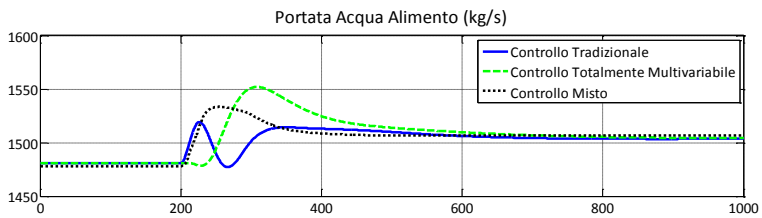
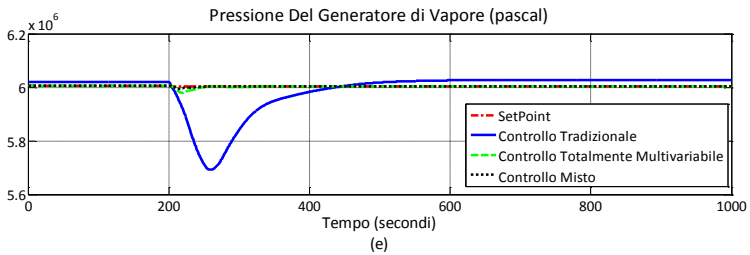
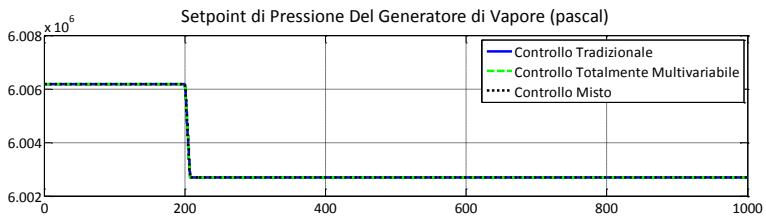
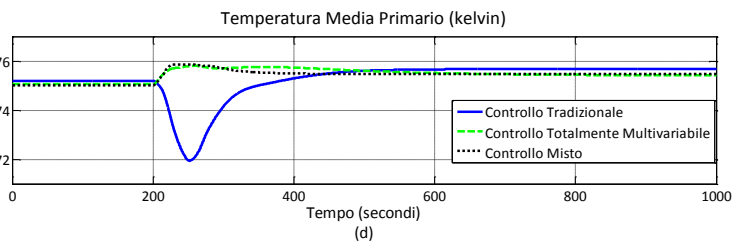
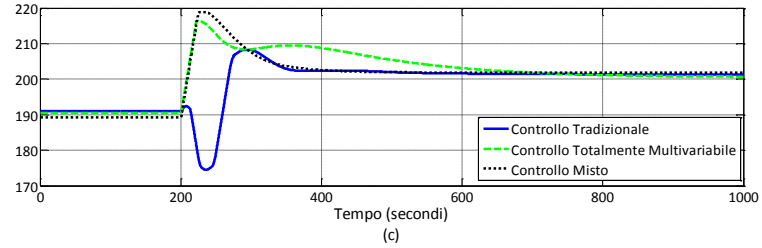
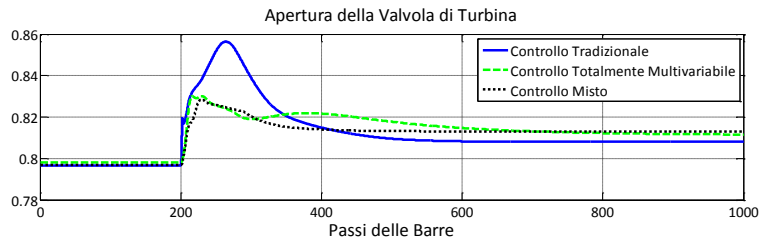
(b) potenza elettrica richiesta all'impianto nucleare e misura della potenza prodotta con relativo ingrandimento (b) bis;

(c) apertura della valvola di turbina e passi delle barre;

(d) temperatura media del fluido primario;

(e) setpoint e misura di pressione;

(f) portata acqua alimento e livello del GV.

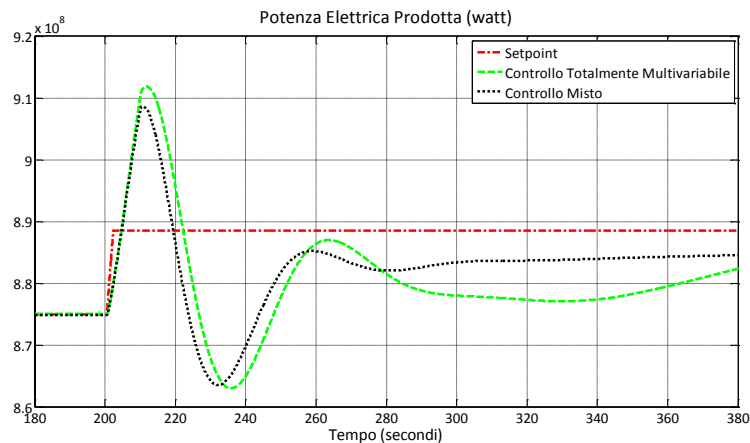


Dall'ingrandimento della potenza generata dall'impianto, si nota che le specifiche richieste dal Gestore della Rete sono rispettate. In particolare si è in grado di fornire in 30 secondi la potenza richiesta pari a

$$\Delta P_e = \left( \frac{\Delta f}{50} \right) \cdot \frac{P_{eff}}{\sigma_p} \cdot 100 = \left( \frac{0.2}{50} \right) \cdot \frac{900MW}{20} \cdot 100 = 18MW. \quad (10-2)$$

Inoltre, si nota che le escursioni di pressione e temperatura sono, anche in questo caso, molto contenute con il controllore multivariabile, rispetto alle più ampie oscillazioni presenti nel caso in cui si usi il controllore tradizionale. Infine, in quest'ultimo caso, per elevare la potenza, il controllore tradizionale agisce tempestivamente sulla valvola di turbina e con maggior ritardo sulle barre di controllo, che all'inizio scendono per cercare di inseguire il riferimento di pressione.

Figura 10.9: Andamento della potenza elettrica prodotta dall'impianto in caso di controllore multivariabile completo (3x3) e ridotto (2x2) privo di azioni dirette sulle barre di controllo.



Infine, si nota che, nel caso si usi un controllore multivariabile, se ci si limita ad intervenire solamente sulla posizione della valvola di turbina e non sulla barre, si ha un comportamento indesiderato: infatti, come si osserva in Figura 10.9, la potenza cresce molto rapidamente, ma scende altrettanto rapidamente al di sotto del *setpoint*, non garantendo – così – una fornitura di alta potenza relativamente costante.



## Capitolo 11

# Verifica delle Prestazioni del Controllore DIDO (*Double- Input-Double-Output*)

---

**P**er verificare le prestazioni del controllore multivariabile progettato (capitolo 9), lo si è applicato ad un simulatore *real-time*, realizzato in ambiente LegoPC® e disponibile presso RSE S.p.A., dell'impianto nucleare di riferimento (capitolo 6). In questo capitolo si fornisce, innanzitutto, una breve descrizione del simulatore e delle operazioni necessarie per adeguare il controllore DIDO al modello LegoPC e, di seguito, si riportano i risultati delle simulazioni eseguite.

### SIMULATORE LEGOPC DELL'IMPIANTO

L'ambiente di simulazione LegoPC consente di svolgere analisi di stazionari e di transitori per varie tipologie di impianto/processo: ogni sezione/fase è rappresentata mediante la connessione di "moduli" definiti dall'utente e raccolti in apposite librerie. In ognuno sono codificate equazioni alle derivate ordinarie e/o algebriche che modellano il comportamento di un intero componente o di una sua parte. In generale, per gli impianti di generazione di energia elettrica sono utilizzate le classiche equazioni di conservazione della massa, dell'energia

e della quantità di moto, unitamente ad opportune correlazioni necessarie a calcolare, per esempio, i coefficienti di scambio termico e le perdite di carico. Il solutore adotta un metodo di integrazione di tipo Newton semi-implicito. Queste scelte permettono di conciliare in modo soddisfacente l'esigenza di ottenere risultati affidabili con quella di avere tempi di calcolo sufficientemente ridotti, in maniera ottimale per realizzare simulazioni in tempo reale o accelerato.

Per l'impianto assunto come riferimento presso RSE è disponibile un simulatore in grado di gestire transitori complessi, come ad esempio il rifiuto di carico. A partire da esso, si è ricavato un simulatore ridotto, relativo alla sezione d'impianto rappresentata in Figura 11.3. Essa comprende l'*isola nucleare*, con il reattore, i tre generatori di vapore ed il pressurizzatore, e il *sistema vapore principale e turbina a vapore*, che include il collettore del vapore principale, il sistema di bypass della turbina, i deumidificatori-surriscaldatori, le linee di spillamento e gli stadi delle turbopompe dell'acqua alimento. Non è presente il *sistema condensato e acqua alimento*, che comprende il condensatore, i riscaldatori, il degasatore; pertanto si impongono opportune condizioni al contorno per lo scarico della turbina.

Si elencano le principali ipotesi modellistiche adottate nei diversi moduli presenti in questo simulatore LegoPC semplificato (Casamasima, Guagliardi, Canevese, Spelta, 2011).

Per il *reattore*, si è trascurata la distribuzione spaziale del flusso neutronico e del moto del refrigerante nei canali del nocciolo; più precisamente, sono state adottate le seguenti semplificazioni:

- cinetica neutronica puntiforme con sei gruppi di neutroni ritardati;
- distribuzione assiale di potenza imposta e costante nel tempo;
- controreattività da xeno e da samario trascurabile;
- potenza residua dipendente dalla potenza neutronica iniziale e dal decadimento di tre gruppi di radioisotopi;
- approssimazione monodimensionale del moto del refrigerante nel nocciolo e all'interno del recipiente in pressione.

Il *generatore di vapore* è scomposto in tre parti principali, cui corrispondono tre modelli separati, ossia tre "moduli", la cui integrazione consente la simulazione dell'intero generatore di vapore.

La prima parte è relativa al fascio tubiero del circuito primario e si estende dall'ingresso della gamba calda all'uscita della gamba fredda.

La seconda parte comprende tutto il canale bollente centrale, dall'imbocco all'ingresso dei separatori (escludendo il fascio tubiero del circuito primario): essa è stata modellata come una tubazione percorsa da un fluido che scambia calore con due pareti di confinamento, aventi la stessa superficie, di cui la prima si riferisce alla parte ascendente dei tubi ad U (gamba calda), la seconda alla parte discendente (gamba fredda). Le caratteristiche della rappresentazione adottata sono le seguenti:

- la tubazione viene discretizzata in un certo numero di celle assiali, definito dall'utente;
- le equazioni di conservazione di massa, energia e quantità di moto relative al fluido utilizzano l'approssimazione monodimensionale a parametri concentrati;
- il fluido che scorre nella tubazione può essere sia monofase che bifase; nel caso esso sia bifase, per la rappresentazione del suo comportamento termo-fluidodinamico, viene adottato il modello omogeneo senza scorrimento tra le fasi; tale modello in genere conduce a una sottostima della densità della miscela, con conseguente sovrastima della portata di ricircolo e soprattutto sottostima del contenuto di acqua, il che modifica la risposta a transitori di portata alimento/vapore;
- viene trascurato il fenomeno di conduzione longitudinale del calore nel fluido;
- nell'equazione di conservazione della quantità di moto non vengono considerati i fenomeni inerziali;
- il modello matematico non è valido in caso di inversione di portata;
- il coefficiente di attrito è considerato costante.

La terza parte è costituita dalla cavità superiore ("duomo"), inclusi i separatori, dall'anello di distribuzione dell'acqua di alimentazione e dal canale anulare di discesa fino all'imbocco del canale bollente centrale:

- il duomo e il serbatoio dell'acqua sono trattati come cavità puntiforme con le due fasi che possono essere in disequilibrio termodinamico. Transitoriamente la fase acqua può contenere bolle di vapore ed il vapore goccioline d'acqua. La portata dell'acqua in ingresso ai *downcomers* è calcolata come somma della portata alimento e di quella (satura a regime) proveniente dal serbatoio e la sua entalpia è ottenuta con una miscelazione istantanea. I separa-

tori a ciclone sono caratterizzati da un'efficienza (costante) che comprende anche quella degli essiccatori del duomo e da una perdita di carico rispetto al canale bollente;

- il modello dei *downcomers* è costituito da una tubazione descritta da un unico volume di controllo, per il quale si considerano l'equazione di conservazione dell'energia in transitorio, l'equazione di conservazione della quantità di moto di regime e la comprimibilità del fluido contenuto,. Da quest'ultima si può calcolare il bilancio tra forze d'attrito e forza peso esercitata dalla colonna d'acqua dei *downcomers* più il battente nel serbatoio, che, accoppiandosi con l'analogo bilancio fatto per il canale bollente, determina la dinamica della circolazione naturale nel generatore di vapore.

Si trascura lo scambio termico fra *downcomer* e canale bollente e il metallo dell'involucro interno, approssimazione sicuramente accettabile in condizioni di funzionamento nominale a regime, quando – cioè – la circolazione naturale è pienamente instaurata (potenza scambiata attraverso il fascio di tubi del primario preponderante).

Il modello del *pressurizzatore* include il serbatoio, i riscaldatori elettrici, gli spruzzatori e la linea di espansione. Il volume interno del serbatoio è suddiviso in due zone omogenee, ossia quella inferiore occupata dal liquido (*zona liquido*) e quella superiore occupata dal vapore (*zona vapore*), con un'unica pressione di riferimento del pressurizzatore. Le due zone possono essere in disequilibrio fra loro: più precisamente, nel caso di liquido sottoraffreddato, viene calcolata la portata di condensazione superficiale, mentre, nel caso di vapore surriscaldato, viene trascurata l'evaporazione superficiale. Inoltre, si tiene conto della formazione di bolle di vapore nella zona liquido, per effetto dei riscaldatori o di transitori di pressione, e del loro tempo di risalita verso la zona vapore; analogamente, si considerano la formazione di gocce di liquido disperse nella zona vapore per effetto degli spruzzatori e il loro tempo di caduta nella zona liquido.

La parete metallica del pressurizzatore viene rappresentata mediante un'unica massa con temperatura media uniforme e che all'interno scambia calore con le due zone liquido e vapore, mentre all'esterno scambia calore con l'ambiente circostante caratterizzato da una temperatura uniforme assegnata.

Le principali semplificazioni presenti in questo modello sono le seguenti:

- si esclude la presenza di gas non condensabile nella zona vapore; questa ipotesi è valida per un ampio spettro di condizioni e transitori operativi;
- i coefficienti di scambio di termico non dipendono dalle condizioni fisiche del sistema; tale approssimazione è giustificata dal fatto che lo scambio con le pareti metalliche è dominato dall'inerzia termica delle pareti, mentre il coefficiente di scambio interno è tipicamente elevato, tale da essere considerato infinito;
- il tempo di risalita delle bolle di vapore disperse nella fase liquida e il tempo di caduta delle gocce di liquido disperse nella fase vapore sono assegnati dall'utente e indipendenti dalle condizioni operative.

Nel sistema *turbina a vapore*, le principali semplificazioni introdotte nel modello si possono riassumere come segue:

- le due linee di ammissione in turbina del vapore principale sono modellate con una unica linea equivalente;
- ciascuno dei quattro gruppi di quattro valvole del sistema di bypass della turbina è approssimato con una valvola equivalente;
- i due surriscaldatori in parallelo collocati allo scarico del corpo di alta pressione della turbina sono modellati con un solo surriscaldatore equivalente;
- le due turbopompe dell'impianto sono simulate con una turbopompa equivalente.

Data l'assenza del modello del sistema condensato, la pressione allo scarico della turbina (pressione del condensatore) e la pressione a valle delle valvole degli spillamenti di bassa pressione sono imposte come condizioni al contorno costanti.

## RISULTATI DI SIMULAZIONE

Per testare il comportamento del controllore progettato, sono state eseguite simulazioni analoghe a quelle indicate nel capitolo 9. In questo paragrafo si riportano gli andamenti delle principali variabili di processo durante i transitori analizzati, nei quali non si è considerata la quantizzazione dei passi delle barre di controllo.

In Figura 11.1 si illustra la risposta a due scalini di richiesta di potenza elettrica. Si osserva che la potenza elettrica riesce a inseguire il riferimento in tempi ragionevoli (pochi minuti per un'escursione di circa il 10% della potenza nominale) e non presenta sotto/sovra elongazioni indesiderate. Analogamente, la pressione e il livello non subiscono escursioni rilevanti, inseguendo efficacemente i relativi riferimenti. Allo stesso modo, gli attuatori non sono eccessivamente sollecitati dal sistema di controllo: infatti, l'apertura della valvola di turbina e la posizione delle barre di controllo hanno andamenti monotoni. In Figura 11.2 si riportano i risultati relativi a una rampa discendente di richiesta della potenza prodotta (metà della potenza in 100 minuti). Si nota che, analogamente a quanto verificato per le risposte a scalino, le specifiche di progetto sono rispettate; inoltre, si osserva che, avendo adottato come modello per la reattività una funzione lineare a tratti dei passi delle barre, le variabili presentano discontinuità nella derivata in corrispondenza del passaggio della reattività da una zona all'altra della funzione, come già notato nel capitolo 9 per il modello semplificato descritto nel capitolo 6.

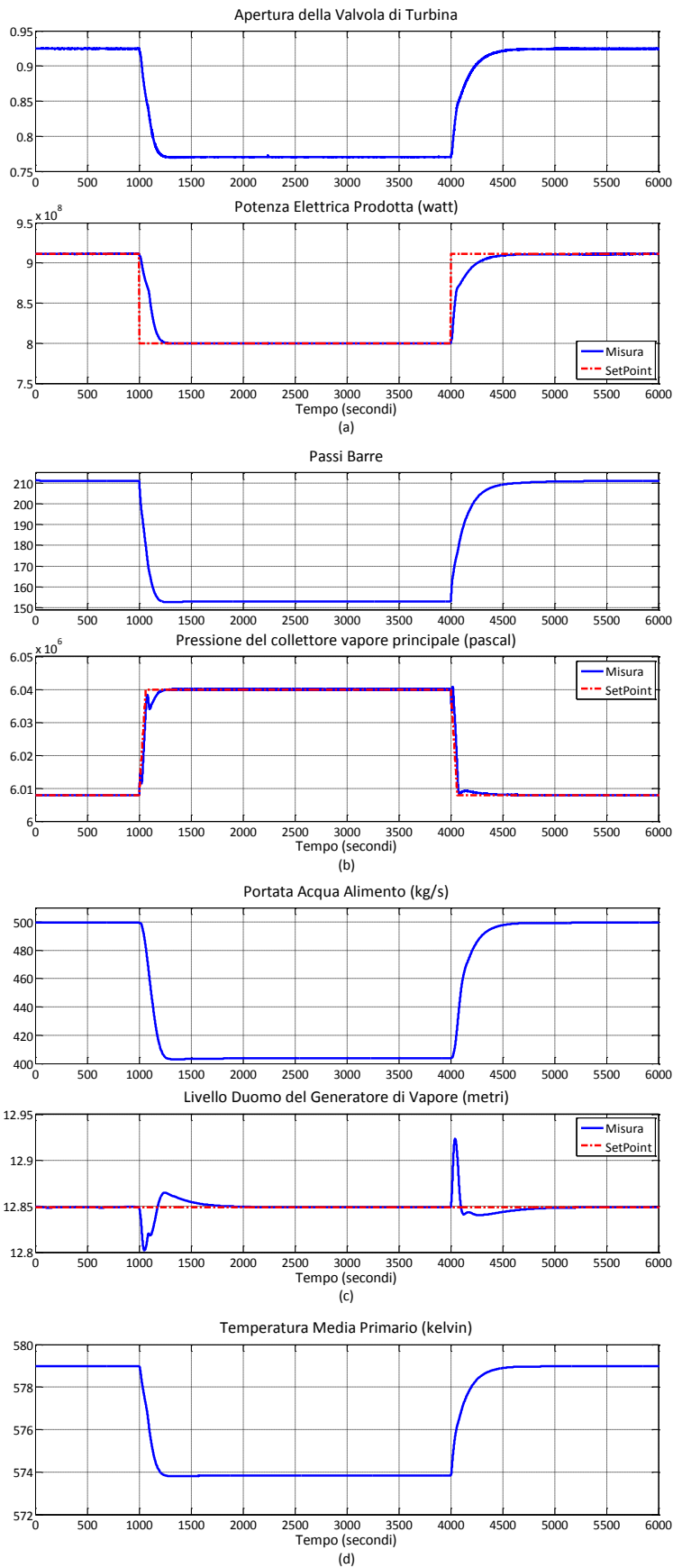


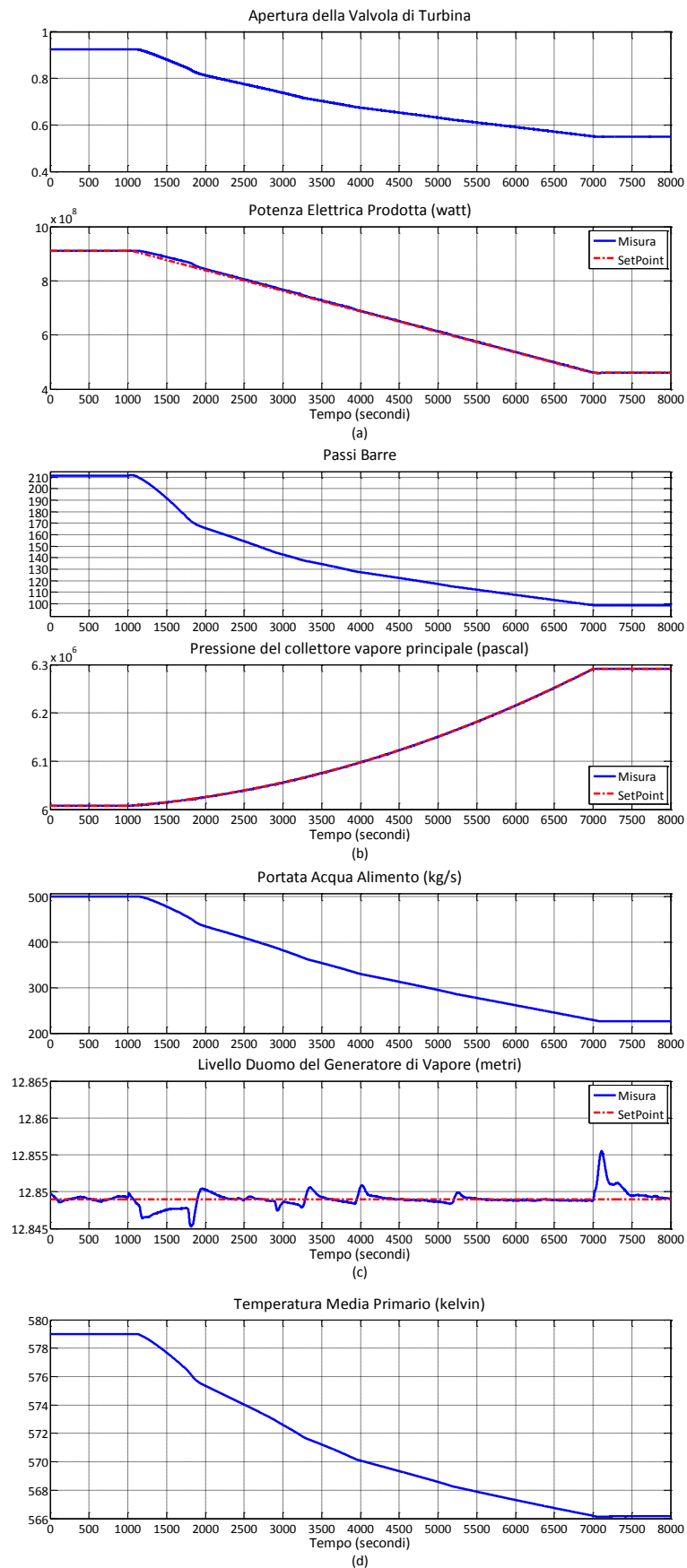
Figura 11.1: Risultati delle simulazioni a scali-no ottenute con il controllore DIDO, i controllori di livello a tre elementi ed il modello LegoPC dell'impianto nucleare.

Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;
- (b) passi delle barre e pressione del collettore del vapore principale;
- (c) portata acqua alimento e livello di uno dei 3 GV;
- (d) temperatura media del fluido primario.

Figura 11.2: Risultati delle simulazioni a rampa ottenute con il controllore DIDO, i controllori di livello a tre elementi ed il modello LegoPC dell'impianto nucleare. Andamento nel tempo di:

- (a) apertura della valvola di turbina e potenza elettrica prodotta;  
 (b) passi delle barre e pressione del collettore del vapore principale;  
 (c) portata acqua alimento e livello di uno dei 3 GV;  
 (d) temperatura media del fluido primario.









## Conclusione

---

**A**l termine di questa tesi è utile ripercorrere alcuni passi fondamentali del lavoro svolto. Si è iniziato in un contesto storico molto favorevole al ritorno dell'energia nucleare in Italia; ad esempio, la collaborazione fra ENEL, EDF, AREVA prevedeva la costruzione di alcuni impianti EPR sul territorio nazionale. Si è posta l'attenzione sulle problematiche del controllo automatico di impianti con reattori ad acqua in pressione, in particolare, attorno alle condizioni nominali di funzionamento e per variazioni della potenza richiesta legate alla normale operatività: si è voluto testare il comportamento di tecniche moderne di controllo anche in questo contesto industriale.

A tal fine, si è realizzato un simulatore dinamico ai principi primi delle porzioni principali dell'impianto, dal quale si è ricavato un modello lineare, punto di partenza, da un lato, per tarare controllori PI SISO tradizionali e, dall'altro, per progettare controllori multivariabili mediante la tecnica  $H_\infty$  loop shaping.

Eseguendo differenti simulazioni con le diverse strutture di controllo implementate e confrontando l'andamento delle principali variabili di processo, è emerso un comportamento quasi ottimale del controllore multivariabile nel controllare variabili quali la pressione e la potenza elettrica generata (ossia variabili che, come messo in luce anche tramite un'analisi RGA, sono effettivamente accoppiate fra loro e che richiedono - quindi - di essere controllate insieme, da un medesimo controllore multivariabile).

Dato il debole accoppiamento del livello del generatore di vapore con le altre variabili, si è rivelato migliore l'approccio che prevede, da una

parte, di controllare la pressione e la potenza elettrica con un controllore multivariabile e, dall'altra, il livello con un classico controllore a tre elementi in cui sono presenti controllori PI SISO e opportune azioni di *feed-forward*. L'efficacia e le prestazioni di tale struttura di controllo sono state verificate, inoltre, per mezzo di un simulatore *real-time* molto dettagliato, disponibile in ambiente LegoPC ed interfacciato opportunamente con Simulink.

Infine, non ci si è limitati all'analisi dell'impianto isolato dalla rete elettrica, ma si sono affrontate anche alcune problematiche della regolazione della frequenza delle rete, in particolare la regolazione primaria che il Gestore della Rete ha reso obbligatoria per ogni significativa, in termini di potenza prodotta, unità produttiva. Anche in questo contesto operativo il controllore multivariabile è molto efficiente.

Per quanto riguarda gli sviluppi futuri del lavoro, si osserva, ad esempio, che si possono affrontare i seguenti argomenti:

- affinamento dell'identificazione delle funzioni di trasferimento dell'impianto, mediante l'applicazione di tecniche basate sui dati (Bittanti, 2004), anche grazie alla disponibilità di un simulatore complesso e completo;
- ottimizzazione della scelta degli elementi del *pre* e *post* compensatore  $W_1(s)$  e  $W_2(s)$  attraverso una opportuna minimizzazione della norma  $H_2/H_\infty$  della matrice di trasferimento  $M(s)-W_2(s)G(s)W_1(s)$ , dove  $M(s)$  è la matrice di trasferimento "desiderata" per il comportamento dell'impianto ad anello aperto. In questo modo è possibile scegliere a priori l'andamento in frequenza di ciascun valore singolare in base alle specifiche esigenze di progetto (Lanzon, 2001). Nel caso particolare, per l'impianto nucleare considerato si potrebbe implementare un unico controllore multivariabile in cui sarebbe possibile assegnare diverse dinamiche temporali alle diverse variabili controllate (potenza elettrica, pressione e livello), garantendo così un approccio più organico al progetto del controllo ed evitando, ad esempio, che la variabile più lenta possa rallentare l'intero sistema controllato.
- estensione del controllo multivariabile a più variabili accoppiate a quelle già considerate, ad esempio alla pressione ed al livello del pressurizzatore;

- valutazione delle prestazioni di controllori multivariabili ottenuti con altre tecniche (controllo ottimo, *model predictive control*, nonché tecniche basate direttamente sui dati senza usare un modello) e quindi confronto con i risultati ottenuti nella tesi;
- estensione della tecnica di controllo multivariabile ( $H_\infty$  *Loop Shaping*) utilizzata in questa tesi a condizioni di funzionamento anomale, ad esempio il rifiuto di carico (*load rejection*), ovvero alla gestione dei sistemi di sicurezza dell'impianto PWR, ad esempio gli ECCS (*Emergency Core Cooling Systems*).



## Appendice A

# Equazioni di Conservazione

**P**er modellare le diverse parti dell'impianto si sono utilizzate le classiche equazioni di conservazione della massa, della quantità di moto e dell'energia.

Nel seguito si presentano tali equazioni nel caso monodimensionale, ossia sotto forma di equazioni alle derivate parziali nella coppia di variabili indipendenti  $(x, t)$ . Generalmente le equazioni si ricavano considerando un tratto di lunghezza  $\Delta x$  lungo l'ascissa curvilinea  $x$  del volume tubiforme di Figura A-1, ottenuto evidenziando – come in Figura A-2 – due sezioni normali  $A(x, t)$  e  $A(x + \Delta x, t)$  e facendo tendere  $\Delta x$  a zero (Maffezzoni, 1999).

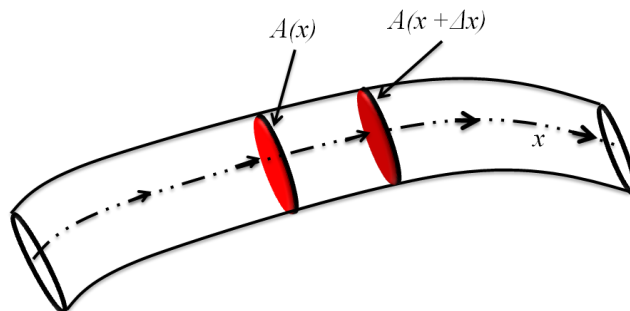


Figura A-1: Volume Tubiforme.

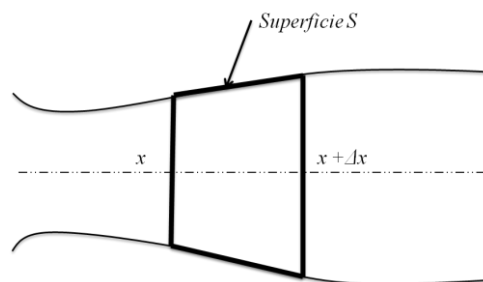


Figura A-2: Segmento infinitesimo.

## L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA MASSA

Sia  $w(x,t)$  la portata massica di fluido che scorre nel volume tubiforme,  $\rho(x,t)$  la sua densità e  $u(x,t)$  la sua velocità; l'equazione di conservazione della massa è esprimibile come segue:

$$\frac{\partial \rho(x,t)A(x,t)}{\partial t} + \frac{\partial w(x,t)}{\partial x} = 0, \quad (\text{A-1})$$

con  $w(x,t) = \rho(x,t)A(x,t)u(x,t)$ .

## L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA QUANTITÀ DI MOTO

Siano  $p(x,t)$  la pressione,  $z(x)$  la quota,  $g$  la costante di gravitazione,  $C_f$  la costante di attrito,  $\Omega(x)$  il perimetro bagnato; l'equazione di conservazione della quantità di moto nella sua formulazione globale risulta (omettendo, per semplicità, le dipendenze da  $x$  e  $t$ )

$$\frac{\partial \rho Au}{\partial t} + \frac{\partial \rho Au^2}{\partial x} + A \frac{\partial p}{\partial x} + \rho Ag \frac{\partial z}{\partial x} + \frac{C_f}{2} \rho \Omega |u| u = 0. \quad (\text{A-2})$$

## L'EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELL'ENERGIA

Siano  $h(x,t)$  l'entalpia specifica (per unità di massa) del fluido,  $\psi_s(x,t)$  il flusso termico (per unità di area) incidente sulla superficie laterale nel punto di ascissa  $x$ ,  $\lambda(x,t)$  la conducibilità termica,  $\Omega(x)$  il perimetro bagnato ed  $e$  l'energia interna specifica: l'equazione di conservazione dell'energia, avendo ommesso le dipendenze dalle variabili indipendenti, risulta

$$\frac{\partial \left[ \rho A \left( e + \frac{u^2}{2} + gz \right) \right]}{\partial t} + \frac{\partial \left[ w \left( h + \frac{u^2}{2} + gz \right) \right]}{\partial x} = \Omega \Psi_s + \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda A \frac{\partial T}{\partial x} \right). \quad (\text{A-3})$$

Quest'ultima equazione può essere opportunamente semplificata trascurando alcuni termini in base al processo fisico analizzato.



Ad esempio, se si esclude il caso dei metalli liquidi a bassa portata, il trasporto di calore per conduzione è sempre dominato dal termine di trasporto di portata, salvo che per portate nulle o molto prossime a zero, e può quindi essere trascurato il termine di diffusione

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda A \frac{\partial T}{\partial x} \right).$$

Oppure, se il processo non presenta scambi termici rilevanti, come quando si studiano i processi idraulici, la conservazione dell'energia meccanica è equivalente alla conservazione della quantità di moto.

Al contrario, scambi termici che provochino variazioni di temperatura anche di pochi gradi, risultano dominanti rispetto alle energie potenziali e cinetiche, che possono quindi essere trascurate; l'equazione (A-3) diviene allora, alla luce di queste semplificazioni, la seguente:

$$\frac{\partial \rho A e}{\partial t} + \frac{\partial w h}{\partial x} = \Omega \Psi_s. \quad (\text{A-4})$$

Infine, qualora non si vogliano trascurare i termini meccanici, ma si voglia scrivere un'equazione che mostri i soli fenomeni termici, è possibile sottrarre all'equazione dell'energia (A-3) l'equazione della quantità di moto moltiplicata per la velocità  $u$ , che contiene quindi un bilancio di potenze meccaniche. In seguito ad opportuni passaggi che coinvolgono anche l'equazione della massa, trascurando il termine diffusivo, si ottiene la seguente:

$$\rho A T \frac{\partial S}{\partial t} + w T \frac{\partial S}{\partial x} = \Omega \Psi_s + \frac{C_f}{2} \rho \Omega |u| u^2. \quad (\text{A-5})$$

Questa espressione dell'equazione di conservazione dell'energia è detta *equazione in forma entropica*, in quanto scorpora i termini meccanici reversibili dall'equazione dell'energia, dove  $S$  è l'entropia specifica del fluido. Si noti che il termine  $\frac{C_f}{2} \rho \Omega |u| u^2$ , pur essendo concettualmente essenziale, perché rappresenta la generazione di entropia dovuta ai fenomeni d'attrito irreversibili, è quantitativamente trascurabile in presenza di flussi termici anche modesti, e quindi viene di solito trascurato.

## MISCELA BIFASE

All'interno della zona evaporante del generatore di vapore, il fluido è costituito da una miscela bifase di acqua e vapore in condizione di saturazione. Per introdurre la trattazione termodinamica di tale fluido, occorre definire

- la frazione di vuoto  $\alpha$ , definita come il rapporto tra l'area della sezione trasversale occupata dal vapore  $A_v$  e l'area totale della sezione trasversale del tubo  $A$  ( $A_l$  è l'area della sezione trasversale occupata dal liquido):

$$\alpha = \frac{A_v}{A} = \frac{A_v}{A_v + A_l}; \quad (\text{A-6})$$

- il titolo (dinamico)  $x$ , definito come il rapporto tra la portata massica di vapore  $W_{vr}$  che attraversa una sezione trasversale  $A$  e la portata totale di fluido, ossia liquido  $W_{lr}$  e vapore  $W_{vr}$  che attraversa la stessa sezione:

$$x = \frac{W_{vr}}{W_{vr} + W_{lr}}; \quad (\text{A-7})$$

- lo scorrimento  $S$  tra le due fasi (*slip ratio*) è definito come il rapporto tra la velocità media nella sezione  $A_v$  di miscela occupata dalla fase vapore e la velocità media nella sezione  $A_l$  di miscela occupata dalla fase liquida:

$$S = u_v / u_l. \quad (\text{A-8})$$

La frazione di vuoto, il titolo e lo scorrimento sono legati tra loro attraverso la relazione fondamentale

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{1-x}{x} \frac{\rho_v}{\rho_l} S}. \quad (\text{A-9})$$

Ora, date le precedenti, risulta

$$x = \frac{\alpha \cdot \mu \cdot S}{\alpha \cdot \mu \cdot S - \alpha + 1}, \quad (\text{A-10})$$

dove  $\mu = \rho_v / \rho_l$  è il rapporto, rispettivamente, tra le densità di vapore e di liquido.

Da ciò si ricava:

$$W_{lr} = \left( \frac{1}{\alpha} - 1 \right) \cdot \frac{1}{\mu \cdot S} W_{vr}. \quad (\text{A-11})$$

Esistono in letteratura numerose correlazioni che permettono di ricavare scorrimento e frazione di vuoto a partire da misure del titolo di vapore e delle densità; in questa tesi si considera il cosiddetto *modello omogeneo*, in cui lo scorrimento è unitario e la frazione di vuoto è proporzionale al volume occupato dal vapore rispetto al volume totale occupato dall'intera miscela (Maffezzoni, 1999).



## Appendice B

# Fattorizzazione Coprima Sinistra

---

Siano  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  due matrici con il medesimo numero di righe e i cui elementi siano funzioni di trasferimento caratterizzate da soli poli a parte reale negativa. Esse sono coprime sinistre (*left coprime*) se e solo se esistono matrici  $U$  e  $V$  con soli poli a parte reale negativa tali che:

$$\tilde{M}V - \tilde{N}U = I. \quad (\text{B-1})$$

Da ciò è possibile rappresentare una matrice  $G$  di funzioni di trasferimento (razionali fratte e proprie) in termini di  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  se e solo se:

- a.  $\tilde{M}$  è quadrata con  $\det(\tilde{M})$  non nullo;
- b.  $G = \tilde{M}^{-1} \cdot \tilde{N}$ ;
- c.  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  sono *left coprime*.

La coppia  $(\tilde{M}, \tilde{N})$  costituisce allora una fattorizzazione coprima sinistra (LCF – *Left Coprime Factorization*) di  $G$ .

Si dimostra che questa particolare rappresentazione consente di rappresentare un sistema caratterizzato da poli instabili (parte reale nulla o positiva) con due matrici di funzioni di trasferimento stabili. Tali matrici sono proprio  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$ .

In particolare è possibile considerare le matrici  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  *normalizzate*, cioè in modo tale che

$$\tilde{N} \cdot \tilde{N}^* + \tilde{M} \cdot \tilde{M}^* = I, \quad \forall s \in j\Re, \quad (\text{B-2})$$

dove \* indica “trasposto e complesso coniugato”.

Per ricavare una rappresentazione normalizzata coprima sinistra a partire da un sistema descritto nello spazio di stato, si opera come segue. Sia il sistema in forma minima (raggiungibile ed osservabile) descritto delle matrici (A,B,C,D); la funzione di trasferimento associata è

$$G(s) = C \cdot (sI - A)^{-1} \cdot B + D. \quad (\text{B-3})$$

In più, se  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  hanno una realizzazione nello spazio di stato data da:

$$\tilde{N} = \begin{bmatrix} A + HC & B + HD \\ R^{-\frac{1}{2}}C & R^{-\frac{1}{2}}D \end{bmatrix} \quad (\text{B-4})$$

$$\tilde{M} = \begin{bmatrix} A + HC & H \\ R^{-\frac{1}{2}}C & R^{-\frac{1}{2}} \end{bmatrix},$$

dove,  $H = -(ZC^* + BD^*) \cdot R^{-1}$  e Z è l'unica soluzione definita positiva della GFARE (*Generalized Filtering Algebraic Riccati Equation*) ed  $R = I + DD^*$ ,  $\tilde{M}$  e  $\tilde{N}$  sono la LCF normalizzata di G (McFarlane, Glover, 1990).

Si ricorda che l'equazione GFARE per il sistema (A,B,C,D) è la seguente, in cui  $S = I + D^*D$ :

$$(A - BS^{-1}D^*C)^* \cdot X + X \cdot (A - BS^{-1}D^*C) - XBS^{-1}B^*X + C^*R^{-1}C = 0. \quad (\text{B-5})$$

## Appendice C

# Riduzione dell'Ordine di un Sistema: Metodo del Troncamento Diretto

---

**S**i presenta, ora, una procedura molto utilizzata per la riduzione dell'ordine di un sistema lineare, il cosiddetto *troncamento diretto*. Prima di riportare il metodo vero e proprio, si riportano alcune nozioni di base utili. In quest'appendice si fa riferimento principalmente al testo di Fortuna, Frasca, 2010.

### CONTROLLABILITÀ E OSSERVABILITÀ

Si consideri un sistema tempo invariante lineare di ordine  $n$  espresso nello spazio di stato:

$$\begin{aligned}\dot{x}(t) &= \mathbf{A}x(t) + \mathbf{B}u(t) \\ y(t) &= \mathbf{C}x(t) + \mathbf{D}u(t)\end{aligned}\tag{C-1}$$

e la sua funzione di trasferimento:

$$G(s) = \mathbf{C} \cdot (s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} \cdot \mathbf{B} + \mathbf{D}.\tag{C-2}$$

Il sistema è *controllabile* se il valore di tutte le variabili di stato, partendo da una determinata condizione iniziale e agendo tramite gli ingressi, può essere spostato ad un valore fissato arbitrariamente nello spazio di stato del sistema.

Il sistema è *osservabile* se il valore di tutte le variabili di stato è determinabile da misure degli ingressi e delle uscite.

In particolare, si definisce:

- Matrice di Controllabilità la seguente:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{B} & \mathbf{AB} & \mathbf{A}^2\mathbf{B} & \dots & \mathbf{A}^{n-1}\mathbf{B} \end{bmatrix} \quad (\text{C-3})$$

- Matrice di Osservabilità la seguente:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{C} \\ \mathbf{CA} \\ \mathbf{CA}^2 \\ \dots \\ \mathbf{CA}^{n-1} \end{bmatrix} \quad (\text{C-4})$$

e il prodotto della matrice di controllabilità per la matrice di osservabilità è una matrice di Hankel (Bolzern, Scattolini, Schiavoni. 1998). Il sistema si dice in *forma minima* se è completamente osservabile e controllabile e ciò è vero se e solo se la matrice di Hankel ha rango pari a  $n$ , dove  $n$  è l'ordine del sistema considerato.

## EQUAZIONE DI LYAPUNOV E GRAMIANI

Dato un sistema lineare tempo invariante del tipo (C-1), asintoticamente stabile, si definisce *gramiano di controllabilità* il seguente integrale:

$$\mathbf{W}_c^2 = \int_0^{\infty} e^{\mathbf{A}t} \mathbf{B}\mathbf{B}^T e^{\mathbf{A}^T t} dt. \quad (\text{C-5})$$

$\mathbf{W}_c^2$  è anche la soluzione dell'equazione di Lyapunov

$$\mathbf{A}\mathbf{W}_c^2 + \mathbf{W}_c^2 \mathbf{A}^T = -\mathbf{B}\mathbf{B}^T. \quad (\text{C-6})$$

Si definisce *gramiano di osservabilità* il seguente integrale:

$$\mathbf{W}_o^2 = \int_0^{\infty} e^{\mathbf{A}^T t} \mathbf{C}^T \mathbf{C} e^{\mathbf{A}t} dt. \quad (\text{C-7})$$

$\mathbf{W}_o^2$  è anche la soluzione dell'equazione di Lyapunov

$$\mathbf{A}^T \mathbf{W}_o^2 + \mathbf{W}_o^2 \mathbf{A} = -\mathbf{C}^T \mathbf{C}. \quad (\text{C-8})$$



Si elencano di seguito alcune proprietà interessanti dei gramiani:

- $W_c^2$  e  $W_o^2$  sono matrici definite positive se il sistema è asintoticamente stabile, controllabile ed osservabile.
- i valori singolari di  $W_c^2$  e  $W_o^2$  coincidono con i rispettivi autovalori, se esse sono definite positive;
- nel gramiano di controllabilità, la matrice  $e^{At} B$  ha il significato di evoluzione dello stato  $x(t)$  in risposta a un impulso di Dirac applicato in ingresso; nel gramiano di osservabilità, la matrice  $C e^{At}$  ha il significato di evoluzione dell'uscita  $y(t)$  in risposta ad un impulso di Dirac in ingresso considerando, però, la matrice B una identità.

Alla luce di queste proprietà, un'analisi delle componenti principali<sup>30</sup> di  $e^{At} B$  e  $C e^{At}$  permette di capire, grazie all'entità dei valori singolari di  $W_c^2$  e  $W_o^2$ , quali componenti siano associate a una minore o una maggiore *energia* e quindi, quali siano i termini che per essere controllati richiedono più energia e, analogamente, quelli che necessitano di molta energia per essere osservati.

## Analisi di Controllabilità

Sia un sistema controllabile e si consideri l'evoluzione dello stato  $e^{At} B$  e l'operazione  $\|\cdot\|$  sia la norma euclidea (ossia, per un vettore  $x$ ,

$\sqrt{\sum_i x_i^2}$ , in cui  $x_i$  sono gli elementi di  $x$ ). Se  $\bar{x}$  è lo stato che si può

raggiungere con l'ingresso  $\bar{u}$ , l'energia richiesta è  $\int_0^\infty \|\bar{u}\|^2 dt$ . Se

$x = \bar{x} + \Delta x$  è lo stato che si può raggiungere con l'ingresso

$u = \bar{u} + \Delta u$ , l'energia richiesta è  $\int_0^\infty \|\bar{u} + \Delta u\|^2 dt$ . Da ciò si può scrivere:

$$\frac{\int_0^\infty \|\bar{u} - u\|^2 dt}{\int_0^\infty \|\bar{u}\|^2 dt} \div \sqrt{\frac{\sigma_{1c}}{\sigma_{nc}} \frac{\|\Delta x\|}{\|x\|}}, \quad (C-9)$$

in cui

---

<sup>30</sup> Analisi alle componenti principali (*principal component analysis*): Tecnica che permette di decomporre una matrice funzione del tempo  $F(t)$  in  $n$  componenti funzioni del tempo delle quali si può calcolare l'energia, che è data, in questo caso, dai valori singolari di  $W(t) = \int_0^\infty F(t)F(t)^T dt$ .

- $\int_0^{\infty} \|\bar{u} - u\|^2 dt$  è la differenza dell'energia fra gli ingressi,
- $\int_0^{\infty} \|\bar{u}\|^2 dt$  è l'energia nominale in ingresso,
- $\sqrt{\frac{\sigma_{1c}}{\sigma_{nc}}}$  è il rapporto fra il valore singolare massimo  $\sigma_{1c}$  e quello minimo  $\sigma_{nc}$  della matrice  $W_c^2$ , gramiano di controllabilità.

Dalla (C-9) si nota che, se il rapporto è grande, è richiesta una grande energia per spostare lo stato anche di una piccola quantità.

### Analisi di Osservabilità

Si considerino un sistema osservabile e la sua risposta in uscita  $Ce^{At}$ . Se  $\bar{x}$  è lo stato che si può raggiungere con l'uscita  $y$ , l'energia in uscita è  $\int_0^{\infty} \|y\|^2 dt$ .

Se  $x = \bar{x} + \Delta x$  è lo stato che si può raggiungere con l'uscita  $y = \bar{y} + y^*$ , l'energia richiesta è  $\int_0^{\infty} \|\bar{y} + y^*\|^2 dt$ .

Da ciò si può scrivere che:

$$\frac{\int_0^{\infty} \|y - y^*\|^2 dt}{\int_0^{\infty} \|\bar{y}\|^2 dt} \propto \sqrt{\frac{\sigma_{no}}{\sigma_{1o}}} \frac{\|\Delta x\|}{\|x\|}, \quad (C-10)$$

in cui:

- $\int_0^{\infty} \|y - y^*\|^2 dt$  è la differenza dell'energia fra le uscite,
- $\int_0^{\infty} \|y\|^2 dt$  è l'energia nominale in uscita,
- $\sqrt{\frac{\sigma_{no}}{\sigma_{1o}}}$  è il rapporto fra il valore singolare massimo  $\sigma_{no}$  e il valore singolare minimo  $\sigma_{1o}$  della matrice  $W_o^2$ , gramiano di osservabilità.

Dalla (C-10), se il rapporto è piccolo, significa che esiste un valore singolare piccolo rispetto agli altri e che per ricostruire lo stato a partire da misure sull'uscita occorre una grande energia. Generalmente, si vorrebbe che una piccola perturbazione dello stato ( $\Delta x$ ) generasse una grande variazione dell'uscita, in modo da poter discriminare an-

che una piccola differenza  $\Delta x$ ; quindi, sarebbe auspicabile avere un rapporto  $\frac{\sigma_{no}}{\sigma_{1o}}$  grande.

## VALORI SINGOLARI DI HANKEL DEL SISTEMA

Dato un sistema lineare asintoticamente stabile, si chiamano *valori singolari* di Hankel del sistema, indicati, in questa appendice, con  $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_n$ , le radici degli autovalori del prodotto dei gramiani di controllabilità e osservabilità.

## REALIZZAZIONE BILANCIATA A CATENA APERTA

Per varie ragioni, spesso risulta utile modificare la rappresentazione del sistema espresso nello spazio di stato di (C-1), considerando una matrice  $T$  di trasformazione tale che lo stato trasformato  $\tilde{x}$  sia pari a  $T^{-1}x$  ed il nuovo sistema sia caratterizzato da

$$\begin{aligned}\tilde{A} &= T^{-1}AT \\ \tilde{B} &= T^{-1}B \\ \tilde{C} &= CT \\ \tilde{D} &= D,\end{aligned}\tag{C-11}$$

mentre i gramiani divengono

$$\begin{aligned}\tilde{W}_c^2 &= T^{-1}W_c^2(T^T)^{-1} \\ \tilde{W}_o^2 &= T^TW_o^2T.\end{aligned}\tag{C-12}$$

In particolare, si ricorda che:

- esiste un sistema di riferimento in cui tutte le variabili sono controllabili allo stesso modo:  $\tilde{W}_c^2 = I$ ;
- esiste un sistema di riferimento in cui tutte le variabili sono equamente osservabili:  $\tilde{W}_o^2 = I$ .

Si consideri, a questo punto, un sistema lineare asintoticamente stabile, controllabile ed osservabile. Si chiama *realizzazione bilanciata a*

*catena aperta* la realizzazione (di cui è associata la trasformazione  $T$  del sistema) in cui il gramiano di controllabilità e quello di controllabilità sono uguali fra loro, diagonali e nella diagonale principale contengono i valori singolari del sistema:

$$W_c^2 = W_o^2 = \text{diag}\{\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n\}. \quad (\text{C-13})$$

In altri termini, questa realizzazione consente di trattare, intuitivamente, tutte le variabili di stato in modo che siano ognuna osservabile e controllabile allo stesso modo: infatti, fa in modo che i gramiani di osservabilità e controllabilità siano uguali.

In MatLab, il calcolo del sistema bilanciato viene eseguito dalla funzione "BALREAL" che, oltre a fornire il sistema trasformato, mostra la trasformazione  $T^{-1}$  necessaria a passare dal sistema originario a quello bilanciato. Per i dettagli del procedimento si veda il testo Fortuna, Frasca, 2010 da pagina 73 a pagina 75.

## MODELLI DI ORDINE RIDOTTO: METODO DEL TRONCAMENTO DIRETTO

Un'altra proprietà alquanto affascinante della realizzazione bilanciata a catena aperta è quella di ordinare le variabili di stato rispetto alla controllabilità e all'osservabilità, in particolare assegnando valori singolari (i termini sulle diagonali dei due gramiani) "grandi" a quelle fortemente controllabili e osservabili e assegnando valori singolari "piccoli" a quelle debolmente controllabili e osservabili.

Quindi, osservando gli elementi della diagonale principale dei gramiani, si osserva la seguente distribuzione:

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_r > \sigma_{r+1} \geq \dots \geq \sigma_n, \quad (\text{C-14})$$

dove  $r$  rappresenta l'indice di quel valore singolare che funge da "spartiacque", che divide, cioè, le variabili fortemente da quelle debolmente controllabili e osservabili.

È conveniente allora definire una partizione del sistema considerato:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \cdot u \\ y &= [C_1 \quad C_2] \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}, \end{aligned} \tag{C-15}$$

con

- $x_1$  vettore delle variabili fortemente controllabili ed osservabili ( $r$  variabili),
- $x_2$  vettore delle variabili debolmente controllabili ed osservabili ( $n-r$  variabili).

Quindi, se si considerano solo le  $r$  variabili di stato  $x_1$  e si trascurano le variabili di stato  $x_2$ , ossia se si opera un troncamento diretto del sistema, si ottiene il sistema ridotto espresso in forma di stato:

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= A_{11} \cdot x_1 + B_1 \cdot u \\ y &= C_1 \cdot x_1. \end{aligned} \tag{C-16}$$

Tale sistema è asintoticamente stabile, giacché lo è il sistema di partenza. Quest'approssimazione trascura l'accoppiamento dato dalle matrici  $A_{21}$  e  $A_{12}$  fra le variabili fortemente e debolmente controllate ed osservabili.

Si veda anche Skogestad, Postlethwaite, 2005: paragrafi 11.2 - 11.3 - 11.4, da pagina 456 a pagina 459.



## Bibliografia

---

BANAVAR, R. N., DESHPANDE, U. V. 1998. *Robust Controller Design for a Nuclear Power Plant Using  $H_\infty$  Optimization*: IEEE Transactions on Nuclear Science, VOL. 45, NO. 2, April, 1998.

BITTANTI, S. 2004. *Identificazione dei Modelli e Sistemi Adattativi*. Pitagora Editrice Bologna.

BOLZERN, P., SCATTOLINI R., SCHIAVONI N. 1998. *Fondamenti di Controlli Automatici*. Milano: McGraw-Hill.

CASAMASSIMA, V., GUAGLIARDI, A., CANEVESE, S., SPELTA, S. 2011. *Modelli di componenti di reattori PWR di Generazione III+*. Milano: Rapporto Ricerca di Sistema RSE n° 11000413.

DOYLE, J.C., STEIN, G. 1981 *Multivariable feedback design: Concepts for classical/modern synthesis*: IEEE Transactions on Automatic Control, VOL. 26, NO. 1, January, 1981.

DONG, Z., HUANG, X., FENG, J., ZHANG, L. *Dynamic model for control system design and simulation of a low temperature nuclear reactor*: Nuclear Engineering and Design, VOL. 239, NO. 10, October, 2009.

FORTUNA, L., FRASCA, M. 2010. *Complementi di teoria dei sistemi e di controlli automatici*. Milano: Franco Angeli.

GENTILE, A., ZANETTA, M. 1991. *Sviluppo e validazione di modelli matematici semplificati di componenti di un impianto termico con evaporatore a corpo cilindrico*. Tesi di Laurea Politecnico di Milano Facoltà di Ingegneria Elettronica con Indirizzo Automatica.

GLASSTONE, S. 1957. *Ingegneria dei Reattori Nucleari*. Roma: Edizioni Italiane.

LANZON, A. 2001. *Simultaneous synthesis of weights and controllers in  $H_\infty$  Loop Shaping*. Proceedings of the 40<sup>th</sup> IEEE, Conference on decision and control. Orlando, Florida, USA, December 2001.

LOMBARDI, C. 2004. *Impianti Nucleari*. Milano: CUSL.

MAFFEZZONI, C. 1990. *Controllo dei generatori di vapore*. Hartmann & Braun.

MAFFEZZONI, C. 1999. *Equazioni di conservazione per la modellistica di processi a fluido*. Milano: Politecnico di Milano.

MAGNANI, G., MARCOCCI, L. 1978. *Modello dinamico di un impianto nucleare PWR*. Tesi di Laurea Politecnico di Milano Facoltà di Ingegneria Istituto di Elettrotecnica ed Elettronica.

MAGNANI, G., FERRETTI, G., ROCCO, P.. 2007. *Tecnologie dei sistemi di controllo*. Milano: McGraw-Hill.

MAZZOCCHI, L. 1984. *Descrizione degli impianti nucleari*. Milano: CI-SE.

McFARLANE, D.C., GLOVER, K. 1990. *Robust Controller Design Using Normalized Coprime Factor Plant Descriptions*. Berlino. Springer-Verlag.

PICCARDI, C., RINALDI, S. 1998. *I sistemi lineari: teoria, modelli, applicazioni*. Biella: Città Studi.

PUGLISI, P. 2008 *Controllo di frequenza-potenza della rete di trasmissione: comportamento degli impianti di generazione a fronte di gravi disservizi*. Tesi di Laurea Politecnico di Milano Facoltà di Ingegneria dell'Automazione.

SCHULTZ, M. A. 1961. *Control of Nuclear Reactors and Power Plants*. New York : McGraw-Hill.

SKOGESTAD, S., POSTLETHWAITE, I. 2005. *Multivariable Feedback Control - Analysis and design*. Wiley.

SPELTA, S. 1984. Codice Lego. *Modello di un impianto nucleare PWR 900 MWe*. ENEL.



AP1000. 2007. *Design control document*, REV 16, 20 TIER 2. VOL. 6 SEC 7-7, 1-1.

CODICE DI RETE. 2011. *Allegato A15: Partecipazione alla regolazione di Frequenza e Frequenza-Potenza*. TERNA.

CODICE DI RETE. 2011. *Glossario*. TERNA.

[www.terna.it](http://www.terna.it)

GRID REQUIREMENTS. 2001. *Revision C state 7 Chapter 2.3*. EUR (European Utility Requirements for LWR Nuclear Power Plants).

MITSUBISHI. *Mitsubishi Nuclear Plants*. Brochure 2009.

[www.mhi.co.jp](http://www.mhi.co.jp)

QUADERNO AIN n°3. 2009. *Impianti Nucleari di Terza generazione*. Milano : 21<sup>mo</sup> Secolo s.r.l.

USNRC. *Pressurized Water Reactor (PWR) Systems*. Technical Training Center, 2011.

<http://www.nrc.gov/reading-rm/basic-ref/teachers/04.pdf>



## Ringraziamenti

---

*Si ringrazia RSE S.p.A. per aver organizzato questo lavoro.*

*Uno speciale ringraziamento al Prof. Sergio Bittanti che mi ha seguito  
in questa tesi.*

*Si ringraziano, inoltre l'Ing. Antonio De Marco, l'Ing. Silvia Canevese e  
l'Ing. Vincenzo Casamassima per il loro prezioso aiuto e sostegno,  
nonché tutto il gruppo "Impianti Nucleari e Sicurezza" di RSE S.p.A.*