

La régulation des champs solaires linéaires à génération directe de vapeur

Ce chapitre est dédié à la description de l'état de l'art des méthodes de régulation des champs solaires linéaires utilisant la génération directe de vapeur. On utilise ici le terme « champ solaire » dans un sens plus large que la définition habituelle, c'est-à-dire qu'il inclut le circuit vapeur en dehors des zones soumises au flux solaire concentré : par exemple la pompe et les vannes d'alimentation, les séparateurs, les vannes en sortie des collecteurs, etc. Il n'inclut pas par contre le bloc de puissance, c'est-à-dire la turbine et le condenseur.

Certaines des méthodes présentées sont uniquement « théoriques » et proposées dans la littérature, alors que d'autres sont mises en œuvre pour la régulation de prototypes expérimentaux, la boucle DISS notamment. Bien que parfois présentées dans les grandes lignes, on dispose de peu d'informations sur les méthodes utilisées dans les centrales commerciales opérationnelles, car cela relève généralement de la confidentialité industrielle ce qui démontre l'importance du sujet.

Les méthodes de régulation dépendant fortement de l'architecture du champ solaire, elles sont ici présentées dans trois parties différentes, chacune concernant un des modes opératoires présentés dans le chapitre 2.

Stratégies de régulation pour l'architecture en recirculation

L'architecture en recirculation résout le problème de la difficulté à prédire la zone de fin de vaporisation propre au mode « once-through ». Ainsi qu'expliqué au chapitre 2, un débit plus élevé que ce qu'il est possible de vaporiser est injecté en entrée du vaporisateur, et le titre vapeur en sortie reste donc inférieur à 1. Un champ solaire avec cette architecture est plus complexe et plus coûteux à mettre en œuvre, car des équipements supplémentaires sont nécessaires : un séparateur, une tuyauterie externe plus longue (et donc plus de perte de charge), une pompe de recirculation (et donc une consommation auxiliaire plus élevée). Cependant, cette architecture apporte plus de stabilité en donnant une plus grande inertie à la génération de vapeur, et ajoute un paramètre à la régulation, le débit de recirculation.

Structures de contrôle simple : feedback et PI

3.1.1.1. Régulation d'une ligne simple de vaporisateur et surchauffeur

Les travaux de recherche avec l'architecture en recirculation ont démarré autour des années 2000 avec le projet DISS à la plateforme solaire d'Almeria. Valenzuela et al. [1] proposent une structure de régulation, illustrée par la figure ci-dessous (également présentée au chapitre 2), uniquement en « feedback » (mesure d'erreur) avec des contrôleurs proportionnel-intégral. En commençant par le surchauffeur, les boucles de régulation sont détaillées ci-dessous. Leur description est aussi l'occasion de discuter du comportement dynamique du système de génération de vapeur en mode recirculation.

- **Température de sortie de vapeur surchauffée** : la température est régulée en injectant de l'eau « froide » à l'entrée du dernier collecteur parabolique. L'eau est très vite vaporisée du fait du haut niveau de température de l'écoulement principal, et vient abaisser sa température. On parle alors de désurchauffe. La boucle régule le débit grâce à une vanne ;

- Pression de sortie de vapeur surchauffée** : la vapeur surchauffée est envoyée dans un dernier séparateur (pour les points de fonctionnement en dehors du nominal), avant d'alimenter la turbine. La pression est maintenue constante en ajustant la position d'une vanne de sortie. Le fonctionnement nominal se fait donc à pression constante ;

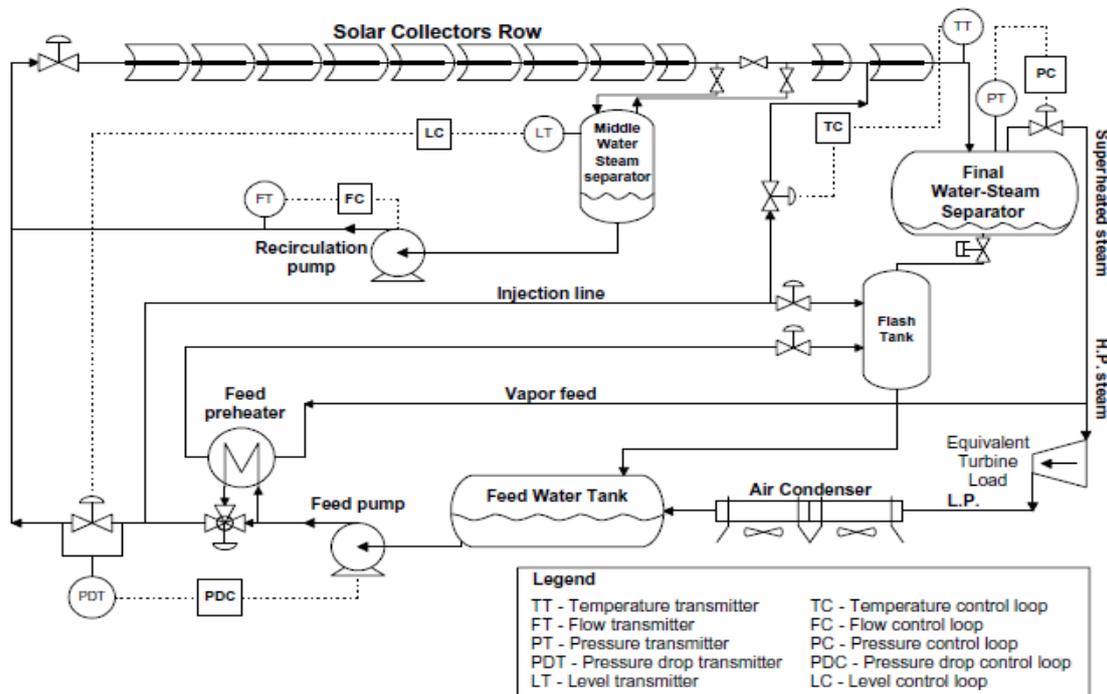


Figure 3-1 : Schéma de la boucle expérimentale DISS et de ses boucles de régulation, en mode recirculation [1]

- Niveau de liquide du séparateur final** : Le niveau d'eau liquide dans le séparateur ne doit pas dépasser une certaine limite. Toutefois, uniquement de la vapeur surchauffée s'écoule ici en fonctionnement nominal, une simple régulation on/off suffit donc à abaisser le niveau lorsque c'est nécessaire ;
- Boucle de recirculation** : Le débit de recirculation de l'eau liquide du séparateur intermédiaire vers l'entrée du vaporiseur est maintenu constant en régulant la vitesse de rotation de la pompe. Cette régulation est nécessaire, car la caractéristique interne du vaporiseur change selon le flux solaire disponible et le niveau de génération de vapeur (voir chapitre 2), et donc sans régulation, la perte de charge et le débit sont modifiés. En modifiant la vitesse de rotation de la pompe, on vient rechercher le point de fonctionnement avec le débit voulu ;
- Niveau de liquide du séparateur central** : La vanne en entrée du champ solaire contrôle le niveau de liquide dans le ballon. En effet, le débit de recirculation étant maintenu constant par une boucle indépendante, et en considérant les équations de la section 2.2.1 (chapitre 2), on voit que le titre vapeur en sortie de vaporiseur dépend directement du débit d'alimentation. On ajuste donc les débits d'eau liquide et de vapeur produits par le vaporiseur et envoyés au séparateur. Si le titre diminue (en cas de chute brutale du DNI par exemple), le niveau du ballon va augmenter, la régulation va donc chercher à l'abaisser en fermant la vanne d'alimentation pour diminuer le débit et augmenter à nouveau le titre.
- Perte de pression à travers la vanne d'alimentation** : En régulant la vitesse de la pompe d'alimentation, la perte de charge à travers la vanne est maintenue constante. Cela permet à la

boucle de régulation du niveau de ballon de contrôler directement le débit à partir du réglage de l'ouverture.

Ces boucles de régulation sont toutes des boucles fermées basées sur la structure basique PI-feedback, schématisée sur la figure ci-dessous. Le contrôleur PI inclut un dispositif dit « anti-windup » pour annuler l'effet de l'emballement de l'intégrale dû à l'usage de saturateurs. Les boucles de régulation utilisent en effet des saturateurs, car les actionneurs sont des paramètres de fonctionnement du champ solaire (ouverture de vanne, vitesse de rotation de pompe) ayant des limites physiques. Si le signal du régulateur dépasse une limite de saturation, celle-ci n'a plus d'effet sur l'actionneur, mais le terme intégral de l'erreur continue d'augmenter, ce qui mène à un calcul erroné de l'action de correction du régulateur. C'est ce qu'on appelle le « reset windup », ou emballement de l'intégrale.

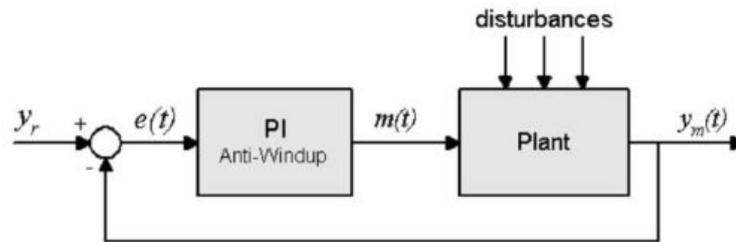


Figure 3-2: Principe de la structure de contrôle PI-feedback, extrait de [1]

Les contrôleurs PI anti-windup disposent d'une boucle annulant le terme intégral lorsque l'actionneur est saturé, ce qui a pour effet de garder l'action de correction du PI à l'intérieur des bornes de saturation. La figure suivante schématise un contrôleur PID anti-windup :

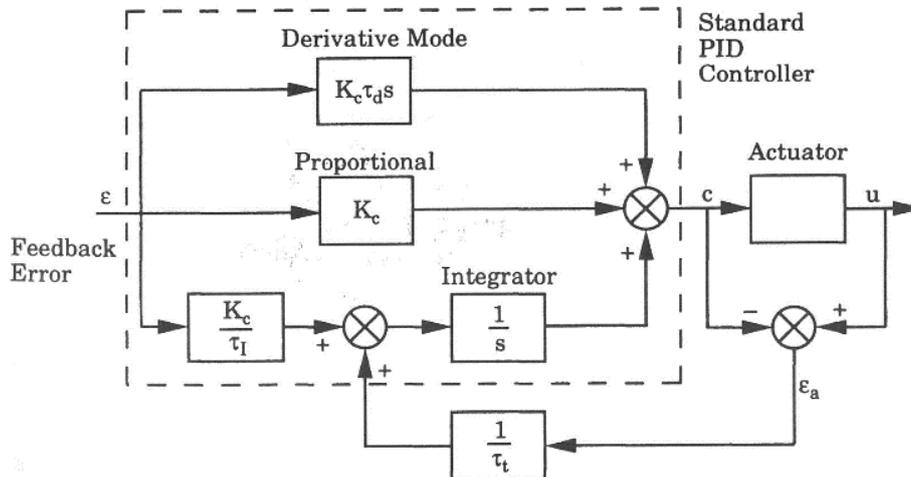


Figure 3-3: Schéma structurel d'un PID anti-windup, extrait de [2]

Les paramètres des régulateurs PI sont déterminés avec une méthode expérimentale d'identification de modèle : on applique un échelon sur la valeur de l'actionneur (par exemple le débit d'injection de désurchauffe) et on observe la réaction de la grandeur régulée (la température de vapeur de sortie en gardant le même exemple). Un modèle simple (premier ou second ordre, terme de délai, etc.) est ensuite calé sur la courbe de réponse, et les constantes du bloc PI sont ensuite calculées sur la base de corrélations empiriques des paramètres du modèle identifié. Les constantes sont ensuite ajustées pour obtenir une bonne marge de stabilité. Pour plus de détails concernant le paramétrage des régulateurs PI à partir de modèles, on pourra consulter la référence [2]. La figure suivante liste les modèles identifiés

pour la dynamique des différentes boucles de régulation, ainsi que les paramètres déduits pour le régulateur.

Recirculation mode: models and PI control loops parameters

Single feedback control loop	Model	PI parameters	
		K_p	T_i (s)
Recirculation pump	$G(s) = \frac{0.0064}{s+0.1871}$	12.1% $\text{kg}^{-1} \text{s}$	3.2
Feed pump	$G(s) = \frac{0.05223 \cdot 10^{-5}}{s+0.11765}$	0.95% bar^{-1}	6
Middle separator level	$G(s) = \frac{0.009}{s} e^{-340 s}$	0.135% mm^{-1} 0.150% mm^{-1}	1300 –
Outlet steam pressure	$G(s) = \frac{-0.001706 \cdot 10^{-5}}{s+0.00556}$	–5.4% bar^{-1}	184
Outlet steam temperature (30 bar)	$G(s) = \frac{1.657 \cdot 10^{-4}}{s^2+0.016 s+7.9 \cdot 10^{-3}} e^{-100 s}$	0.39% $^{\circ}\text{C}^{-1}$	520
Outlet steam temperature (60 bar)	$G(s) = \frac{1.051 \cdot 10^{-4}}{s^2+0.0169 s+7.9 \cdot 10^{-3}} e^{-80 s}$	0.78% $^{\circ}\text{C}^{-1}$	700
Outlet steam temperature (100 bar)	$G(s) = \frac{1.381 \cdot 10^{-4}}{s^2+0.0223 s+1.384 \cdot 10^{-4}} e^{-90 s}$	1.08% $^{\circ}\text{C}^{-1}$	700

Figure 3-4: Modèles identifiés des boucles de régulation et paramètres des régulateurs PI, extrait de [1]

Les comportements dynamiques de la pompe de recirculation, de la pompe d'alimentation et de la pression de sortie sont modélisés par une fonction de transfert (domaine fréquentiel) du premier ordre :

$$G(s) = \frac{K}{s + \tau} \quad (\text{III-1})$$

La boucle de régulation du niveau de liquide du séparateur central est modélisée par un intégrateur retardé. Le processus est en effet instable lorsque soumis à un échelon de l'actionneur.

$$G(s) = \frac{K}{s} e^{-\tau s} \quad (\text{III-2})$$

Enfin, la boucle de régulation de la température de sortie de la vapeur surchauffée est modélisée par une fonction du deuxième ordre retardée :

$$G(s) = \frac{K}{s^2 + a_1 s + a_0} e^{-\tau s} \quad (\text{III-3})$$

On peut remarquer que les ordres de grandeur des constantes de temps sont assez différents entre la boucle de régulation de la pompe de recirculation (~ 3 s) et du niveau de liquide du séparateur central (~ 1300 s). Cela donne une bonne idée du comportement dynamique dans le vaporiseur : l'effet sur le séparateur d'une action sur le débit en entrée est long à apparaître, du fait de l'important temps caractéristique de l'écoulement. L'action de la pompe de recirculation pour le changement de débit dans la boucle est par contre plus rapide, d'où la faible constante de temps de son PI.

Dans l'étude citée ici, les auteurs expérimentent des journées complètes de fonctionnement pour trois niveaux de pression différents : 30, 60 et 100 bars. Ils concluent que la régulation est plus aisée pour des pressions élevées (60 et 100 bars), car le système de génération de vapeur est plus stable. Le système de régulation proposé est jugé satisfaisant dans sa capacité à absorber des transitoires d'ensoleillement, y compris des transitoires rapides, caractéristiques de perturbations nuageuses.

Une étude numérique de Birnbaum et al. [3] propose une boucle de régulation de la désurchauffe similaire à celle présentée ci-dessus, mais comportant une mesure supplémentaire en milieu du

collecteur à l'entrée duquel l'injection est faite. La régulation se fait donc en « cascade » comme le schématise la figure ci-dessous.

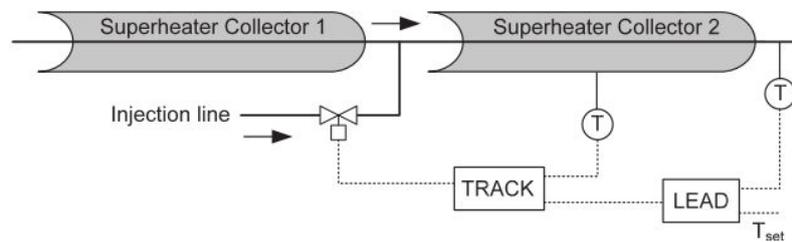


Figure 3-5: Boucle de régulation de l'injection de désurchauffe proposée par (et extrait de) Birnbaum et al. [3]

La boucle maitresse (LEAD) utilise la mesure finale de température (ainsi que la température de consigne) pour déterminer la consigne d'injection, et la boucle secondaire corrige cette consigne en utilisant la mesure de température intermédiaire. Le paramétrage des contrôleurs se fait selon la méthode de Kock et al. [4], décrite plus bas. Le système simulé dans l'étude est une boucle unitaire de collecteurs cylindro-paraboliques (4 pour le vaporiseur, 2 pour le surchauffeur) mesurant chacun 150m, plus longs donc que les collecteurs du prototype DISS. Les auteurs ont étudié l'influence des perturbations d'ensoleillement en échelon sur la température de sortie de vapeur surchauffée, en distinguant les perturbations sur le vaporiseur et sur le surchauffeur. Les résultats suggèrent que les perturbations les plus défavorables mènent à des transitoires de température jusqu'à 29K/min, c'est-à-dire supérieures aux valeurs proposées par les normes décrites au chapitre 2. La simulation d'une journée réelle d'ensoleillement (Tabernas, 27 février 2002) montre que la température dépasse la limite absolue de la norme (28K de plus que le nominal) plusieurs fois dans la journée pour une durée totale de 4 minutes. Un dépassement de ce type sur une turbine réelle signifierait un arrêt forcé avec la conséquence d'une discontinuité de production électrique et d'une diminution de la longévité de la turbine. Les auteurs suggèrent donc comme pistes d'amélioration d'ajouter de l'inertie thermique au surchauffeur ou d'utiliser une injection de désurchauffe directement en amont de la turbine.

3.1.1.2. Régulation d'un surchauffeur à lignes parallèles : température et débit

Koch et al. [4] proposent un modèle de surchauffeur à plusieurs lignes parallèles, aboutissant au même séparateur. Chaque ligne est composée de deux collecteurs cylindro-paraboliques, d'une injection de désurchauffe située entre les deux collecteurs, et d'une vanne en sortie du deuxième collecteur. L'étude montre l'utilité de ces vannes de sortie pour la régulation de la distribution des débits dans les lignes si elles sont soumises à des perturbations d'ensoleillement différentes (asymétriques). Elle est également intéressante au sens où est proposée une méthode globale de régulation des lignes parallèles en utilisant les actionneurs individuels. L'étude comporte une partie de modélisation acausale du surchauffeur, ainsi qu'une linéarisation du modèle pour la définition du système de régulation. Cette dernière étape est décrite ci-dessous.

3.1.1.2.1. Modèle linéaire d'une ligne unitaire

Les équations de bilan de masse, d'énergie et quantité de mouvement, ainsi que de l'équation d'échange thermique à la paroi du tube, sont d'abord linéarisées avec la méthode suivante (exemple du coefficient d'échange thermique à la paroi α) :

$$\alpha(t) = \bar{\alpha} + \Delta\alpha(t) \quad (\text{III-4})$$

avec $\bar{\alpha}$ la valeur stationnaire et $\Delta\alpha(t)$ la perturbation. A partir des équations linéarisées, les fonctions de transfert sont établies, fonctions ayant la température de sortie de vapeur en variable de sortie. Les entrées sont le flux thermique, le débit et la température d'entrée. Les trois fonctions de transfert ainsi obtenues ont un terme commun $G_0(s)$, composé d'un terme de retard pur et d'un terme non algébrique :

$$G_0(s) = e^{-t_d s} e^{-\frac{K_F s}{s+K_R s}} \quad (\text{III-5})$$

Le terme non algébrique n'est pas adapté à la simulation numérique (les solveurs fonctionnant en effet mieux avec des termes polynomiaux), il est donc approximé par un modèle PT d'ordre n , selon la méthode de Marsik et Fortova [5] (en Allemand) :

$$e^{-\frac{K_F s}{s+K_R s}} = \frac{1}{(T_t s + 1)^n} \quad (\text{III-6})$$

$$\text{Avec } n = \frac{K_F}{2} - 2 \quad \text{et} \quad T_t = \frac{K_F}{K_R n} \quad (\text{III-7}), (\text{III-8})$$

Le terme de retard est lui remplacé par une approximation de Padé :

$$e^{-t_d s} = \frac{1 - \frac{t_d}{2} s}{1 + \frac{t_d}{2} s} \quad (\text{III-9})$$

3.1.1.2.2. Modèle multilignes matriciel

Le surchauffeur, composé de n_r lignes identiques, est modélisé par une relation matricielle qui relie le vecteur des différentiels d'ouverture de vanne $\Delta\mathbf{H}$ au vecteur des différentiels de débit $\Delta\dot{\mathbf{M}}$:

$$\Delta\dot{\mathbf{M}} = \mathbf{K}_{MH} \Delta\mathbf{H} \quad \text{avec } \mathbf{K}_{MH} = -\left(\frac{\partial f}{\partial \dot{\mathbf{M}}}\right)^{-1} \cdot \frac{\partial f}{\partial \mathbf{H}} \quad (\text{III-10}), (\text{III-11})$$

La fonction f est établie à partir de deux considérations physiques : la perte de charge totale est la même dans chaque ligne, étant connectées au même séparateur et au même collecteur pré-turbine, et il y a conservation du débit de masse total. La perte de charge dans une ligne i est la somme des pertes dans les 2 collecteurs et dans la vanne de sortie :

$$\Delta p_{loss,i} = \Delta p_{i,1} + \Delta p_{i,2} + \Delta p_{i,v} \quad (\text{III-12})$$

La perte de charge de la vanne est fonction du débit en entrée de collecteur \dot{M}_i , le débit de désurchauffe $\dot{M}_{inj,i}$, la masse volumique $\rho_{Fv,i}$ (fonction de la pression d'admission turbine p_{turb} et la température de sortie $T_{Fa,i2}$), des caractéristiques de vanne K_{v0} et K_{vs} et l'ouverture relative H_i/H_{100} . La relation matricielle entre le vecteur des ouvertures de vanne et le vecteur des températures (pré-injection de désurchauffe, indice 1) $\Delta\mathbf{T}_{Fa,1}$ peut donc être écrit :

$$\Delta\mathbf{T}_{Fa,1} = \mathbf{G}_{M,1} \mathbf{K}_{MH} \Delta\mathbf{H} \quad (\text{III-13})$$

$$\text{avec } \mathbf{G}_{M,1} \text{ la matrice diagonale des fonctions de transfert de chaque ligne } G_M(s) = \frac{\Delta T_{Fa}}{\Delta \dot{M}} \quad (\text{III-14})$$

3.1.1.2.3. Principe du système de contrôle

Le principe du système de contrôle proposé est de maintenir les températures intermédiaires de toutes les lignes sur une valeur homogène. Il s'agit d'un système feedback où l'erreur mesurée est l'écart par rapport à la moyenne de températures avant désurchauffe, et où la consigne est donc 0. Les régulateurs PI sont utilisés avec des paramètres adaptatifs.

Le vecteur des températures $\Delta T_{Fa,1}$ est transformé en vecteur des écarts à la moyenne $\Delta T_{Fa,1}^{diff}$ par la transformation linéaire suivante:

$$\Delta T_{Fa,1}^{diff} = A_{trans} \Delta T_{Fa,1} \quad (III-15)$$

La matrice diagonale de « dilatation » S_{c_u} est aussi introduite, elle est utilisée pour introduire des coefficients de pondération (détaillés plus loin). La transformation linéaire reliant le vecteur de consigne du contrôleur au vecteur des variables régulées $\Delta T_{Fa,1}^{diff}$ est donc :

$$G_{T_{Fa,1}^{diff}} = A_{trans} G_{M,1} K_{MH} S_{c_u} \quad (III-16)$$

La structure générale de la régulation est schématisée sur la figure ci-dessous. La partie basse est globalement la boucle fermée modélisant l'action du régulateur K (ici un PI, mais pouvant être plus complexe) et la dynamique du surchauffeur, et la partie haute est le modèle linéaire des perturbations d'ensoleillement et de débit.

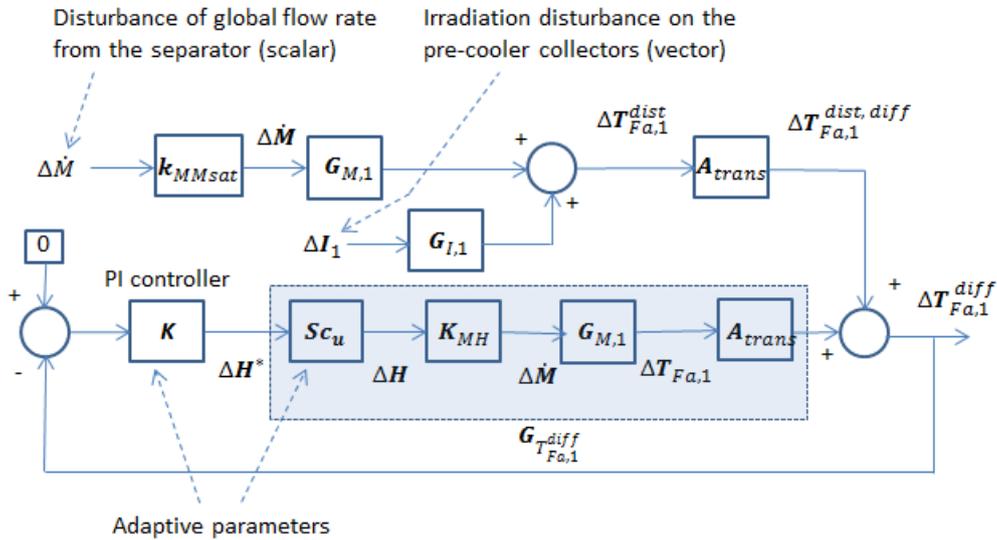


Figure 3-6: Structure générale du système de contrôle proposé par (et extrait de) Koch et al. [4]

En boucle fermée, on a donc les relations linéaires entre le vecteur des perturbations d'irradiation incidente et le vecteur des variables régulées et des variables régulantes suivantes :

$$\Delta T_{Fa,1}^{diff} = (Eye(n_r) + G_{T_{Fa,1}^{diff}} K)^{-1} A_{trans} G_{I,1} \Delta I_1 \quad (III-17)$$

$$\Delta H = S_{c_u} K (Eye(n_r) + G_{T_{Fa,1}^{diff}} K)^{-1} A_{trans} G_{I,1} \Delta I_1 \quad (III-18)$$

$\mathbf{Eye}(n_r)$ est la matrice identité.

3.1.1.2.4. Paramétrage du régulateur PI

La matrice de dilatation \mathbf{Sc}_u est utilisée pour introduire des termes diagonaux de compensation du gain des vannes de régulation et du gain de la fonction de transfert $\mathbf{G}_{M,1}$. Elle est composée de deux matrices de compensation $\mathbf{K}_{M,comp}$ et $\mathbf{K}_{MH,comp}$ qui sont respectivement les inverses de $\mathbf{G}_{M,1}$ and \mathbf{K}_{MH} , et d'un facteur lié au nombre de lignes :

$$\mathbf{Sc}_u = \mathbf{K}_{M,comp} \mathbf{K}_{MH,comp} \frac{n_r - 1}{n_r} \quad (\text{III-19})$$

Un intervalle de fonctionnement du système est défini, en termes d'acceptabilité des débits. Le débit minimum est défini de telle façon que la température en sortie de l'avant-dernier collecteur ne dépasse pas sa température de défocalisation (410°C), et le débit maximum tel que la température minimum soit de 380°C.

Les auteurs de l'étude proposent un réglage des contrôleurs privilégiant la stabilité du système, ce qui implique de faibles gains et des constantes de temps relativement importantes. Ceci dans le but de ne pas interférer avec la régulation relativement rapide des injections de désurchauffe (indépendante, et qui n'est pas l'objet du travail cité ici). En terme quantitatif, il est proposé qu'une perturbation asymétrique d'ensoleillement de 100 W/m² (soit environ 10% du flux maximal supposé) provoque un écart à la consigne de température de 1K au maximum, ce qui est assez faible, et ce qui permet de dimensionner les fonctions de transfert.

Chaque ligne de surchauffe dispose de son régulateur PI, et les paramètres sont calculés de façon adaptative. Le gain $k_{p,i}$ est fixé, et déterminé en fonction des considérations ci-dessus alors que la constante de temps est calculée en fonction des conditions thermiques dans le surchauffeur :

$$T_i = T_{i,factor} \frac{1}{2} \frac{(d_a^2 - d_i^2) \rho_R c_R}{\bar{a} d_i} \left(1 + \frac{n-2}{6}\right) \quad (\text{III-20})$$

La constante de temps liée au tube absorbeur $\frac{1}{2} \frac{(d_a^2 - d_i^2) \rho_R c_R}{\bar{a} d_i}$ est aussi proposée par Eck & Hirsch [6] pour le réglage du régulateur PI de la désurchauffe. $k_{p,i}$ et $T_{i,factor}$ sont déterminés pour chaque ligne en fonction des considérations déjà évoquées.

Koch et al. proposent également une régulation lente (non détaillée ici) pour assurer le retour des vannes de fin de ligne à leur position initiale.

3.1.1.2.5. Conclusion de l'étude

En effectuant la simulation de transitoires locaux d'ensoleillement sur un surchauffeur connecté à un séparateur central, les auteurs montrent que des perturbations asymétriques non compensées par une régulation active du débit dans chaque ligne mènent à une régulation moins efficace de la température en sortie. La régulation de la distribution du débit ne permet pas de modifier le niveau absolu de température avant désurchauffe, mais son homogénéité dans le surchauffeur, permettant ainsi une meilleure régulation de la température de sortie par la désurchauffe. La méthode de régulation est simple dans le principe, au sens où il s'agit d'un simple couple PI-feedback, mais le paramétrage du PI nécessite une modélisation du procédé relativement complexe.

3.1.2. Structures de contrôle prédictif : feedforward

Dans le cadre du projet INDITEP [7], Eck & Hirsch [6] modélisent la centrale DISS afin de valider leur travail de modélisation de la centrale pré-commerciale INDITEP. Afin d'étudier l'impact de transitoires d'ensoleillement sur le fonctionnement, différentes options sont étudiées pour le système de régulation.

3.1.2.1. Régulation du débit d'entrée de vaporiseur

Les auteurs proposent une méthode de régulation globale du débit utilisant plusieurs boucles, illustrée par la figure ci-dessous.

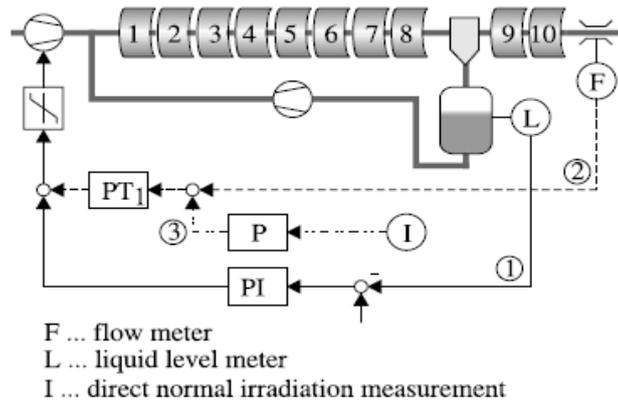


Figure 3-7: Régulation du vaporiseur proposé par (et extrait de) Eck & Hirsch [6]

La boucle de base agit sur le débit en régulant le niveau liquide du séparateur central avec une mesure feedback et un régulateur PI. Les paramètres du régulateur sont déterminés « manuellement » en fixant des objectifs sur le dépassement et le taux d'amortissement, pour différents flux d'ensoleillement et de débit de recirculation. Les paramètres sont ensuite déterminés de façon adaptative par interpolation des réglages disponibles. Les simulations montrent des temps caractéristiques d'écoulements élevés dans le vaporiseur, observations également faites par d'autres études (voir paragraphes précédents). Cela implique, pour des raisons de stabilité en boucle fermée, qu'un gain faible du PI est nécessaire, générant par conséquent une action de régulation lente. Deux boucles de régulation supplémentaires sont étudiées, l'une utilisant la mesure du débit de vapeur en sortie du surchauffeur, l'autre son estimation par une mesure en temps réel de l'irradiation solaire. Les résultats montrent que l'ajout d'une des deux améliore nettement la régulation, en réduisant notamment les pics de débit, comme le montre la figure ci-dessous.

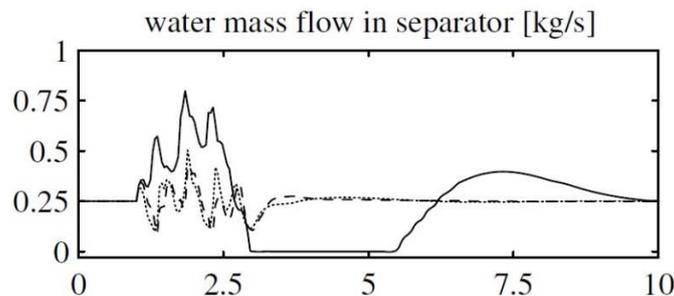


Figure 3-8: Débit liquide en sortie de vaporiseur soumis à une triple perturbation d'ensoleillement, avec la régulation PI simple de niveau du ballon (-), avec ajout de la mesure du débit vapeur produit (- - -), ou son calcul par mesure de l'irradiation (...), extrait de [6]

En termes d'application concrète, la première option implique d'utiliser un capteur de débit vapeur en sortie de champ solaire, et plusieurs capteurs d'ensoleillement direct et de température pour la deuxième.

Les résultats montrent que la méthode de mesure directe du débit vapeur donne des résultats légèrement meilleurs que la méthode consistant à l'évaluer par une mesure de l'irradiation et un bilan énergétique.

Une étude de Dominguez et al. [8] propose deux méthodes de contrôle du champ solaire (y compris la régulation de la température de sortie de la vapeur) basées sur la mesure en direct de l'irradiation solaire. La première utilise la régulation du débit d'alimentation et la seconde utilise en plus la régulation du débit de recirculation, afin de maîtriser l'enthalpie spécifique de l'eau en entrée du champ solaire :

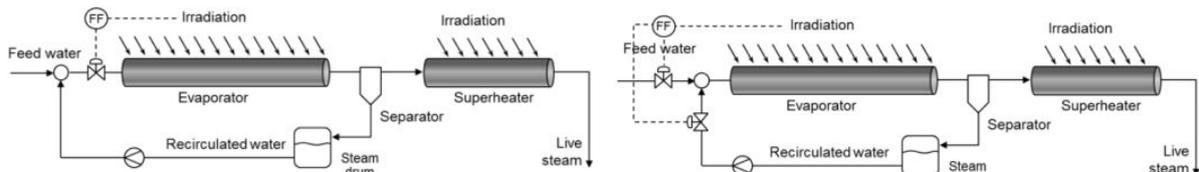


Figure 3-9: Méthodes de contrôle du champ solaire par régulation de débit d'alimentation (gauche) et régulation d'enthalpie d'entrée (droite) proposées par Dominguez et al. [8]

Les deux régulations sont testées sous l'effet de la triple perturbation d'irradiation utilisée par Eck & Hirsch [6], et il est montré que la première option qui consiste à réguler simplement le débit d'alimentation permet de mieux absorber les transitoires d'ensoleillement, autant pour la limitation des variations de débits dans le vaporiseur que pour le maintien de la température vapeur en sortie.

L'utilisation d'une structure feedforward pour la régulation du vaporiseur est proposée également dans un travail plus ancien de Eck & Steinmann [9]. L'étude est plutôt consacrée au mode injection, mais une structure de régulation est néanmoins proposée par une architecture en recirculation, illustrée par la figure suivante.

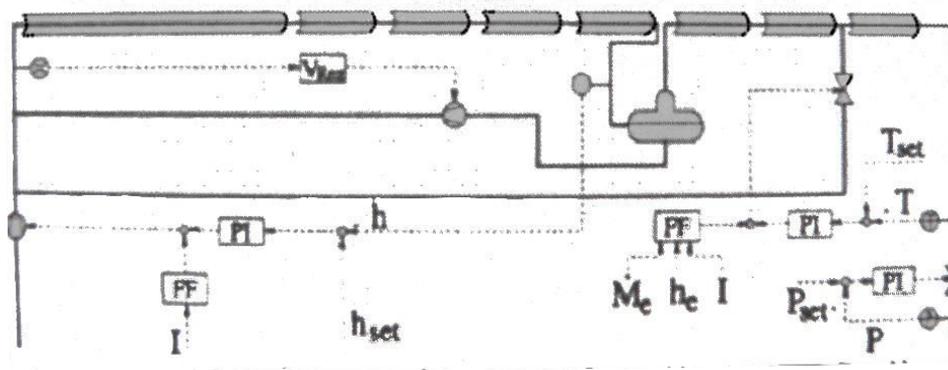


Figure 3-10: Structure de contrôle du mode recirculation proposée par (et extrait de) Eck & Steinmann [9]

Le débit d'alimentation du vaporiseur est régulé par l'addition d'une boucle PI-feedback sur la mesure de l'enthalpie de sortie, et d'un signal de régulation prenant en compte la mesure directe de l'irradiation incidente. La pompe de recirculation est régulée pour assurer un ratio recirculation/alimentation constant. La vapeur surchauffée en sortie du champ solaire est régulée en pression par une vanne, avec une boucle PI-feedback, et en température par une structure présentée dans la section suivante.

3.1.2.2. Régulation de température d'une ligne simple de surchauffeur

Le travail d'Eck & Hirsch [6] (déjà abordé au paragraphe 3.1.2.1) propose une structure de contrôle de la température de vapeur utilisant l'injection d'eau froide en amont du dernier collecteur de surchauffeur,

de manière identique aux travaux de Valenzuela et al. [1]. Le calcul du débit injecté en désurchauffe se fait par une boucle PI-feedback mesurant la température de la vapeur en sortie, et par une boucle feedforward utilisant les mesures d'enthalpie et de débit de la vapeur en amont du dernier collecteur, et de l'irradiation incidente. Une structure similaire est proposée par Eck & Steinmann [9] comme mentionné précédemment.

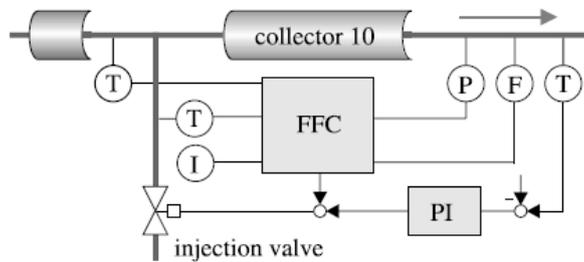


Figure 3-11: Structure de régulation de la désurchauffe proposée par Eck & Hirsch [6]

Les paramètres du régulateur PI (boucle en feedback) sont adaptatifs, selon les conditions de l'écoulement dans le surchauffeur. Un modèle linéaire du procédé (détaillé dans un autre chapitre) permettant l'obtention des fonctions de transfert du système est utilisé. Les coefficients extraits de ses fonctions sont utilisés pour calculer les paramètres du PI

3.1.3. Structure de contrôle à compensation de temps mort

Même si le ballon joue un rôle « tampon » dans la gestion des transitoires, un contrôle strict du niveau liquide permet un plus petit dimensionnement, avec à la clef un coût réduit [10], [11]. C'est pourquoi des recherches sur les stratégies de régulation du niveau sont menées. Valenzuela et al. [12] ont évalué l'impact de l'utilisation de méthodes de compensation de temps mort basées sur des prédicteurs dits de « Smith ». La régulation du niveau du séparateur est en effet caractérisée par d'importants retards dus au temps de séjour du fluide dans les lignes. Un schéma de principe est proposé ci-dessous (le régulateur n'a pas nécessairement la forme présentée) :

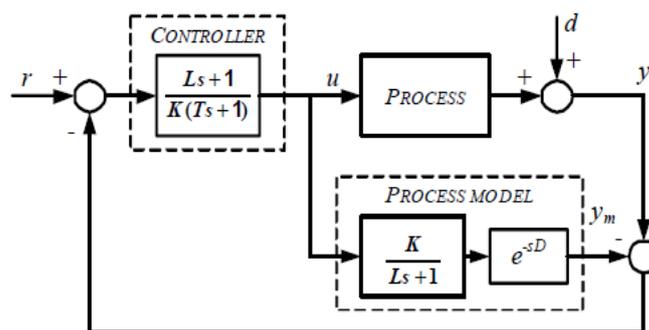


Figure 3-12: Schéma de principe d'une structure de régulation à prédicteur Smith, extrait de [12]

Le prédicteur de Smith a été proposé dans les années 50 en réponse au besoin croissant de réguler des procédés industriels comportant des temps morts importants. En termes de schéma de régulation, le principe est de soustraire au signal de sortie du procédé (après perturbation) un signal correspondant au **modèle** du procédé corrigé, modèle incluant un terme de retard dans la fonction de transfert. Cette méthode appartient à la catégorie des structures de contrôle par modèle interne, ou *Internal Model Control (IMC)*, que nous aborderons dans une autre section. Il est important de noter que le terme

« prédicteur » n'est pas à prendre au sens d'anticipation, qui caractérise les méthodes de régulation par prédiction de modèle (*Model Predictive Control, MPC*).

Valenzuela et al. [12] proposent l'utilisation de prédicteurs Smith modifiés par Matausek & Micic [13] et Normey-Rico & Camacho [14], utilisés pour la régulation de procédés au comportement intégrateur. Les deux structures sont illustrées ci-dessous :

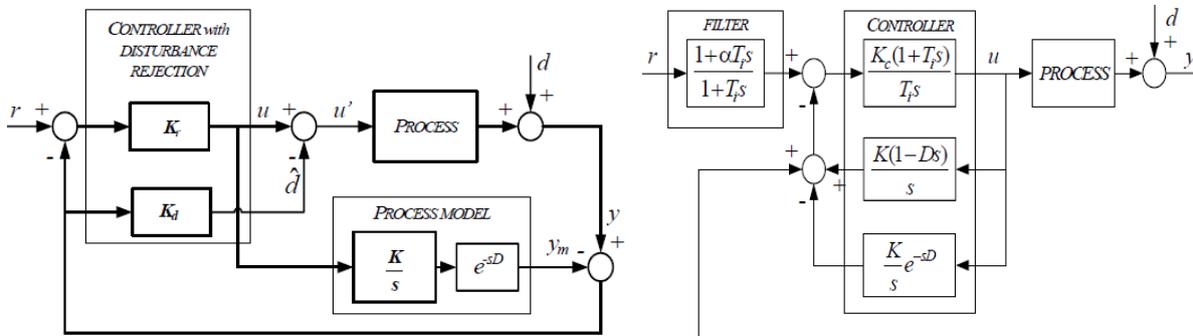


Figure 3-13: Prédicteurs de Smith modifiés proposés par Matausek & Micic [13] (gauche) et Normey-Rico & Camacho [14] (droite), présentés (et extrait de) Valenzuela et al. [12]

On peut voir que la structure de Matausek & Micic soustrait au signal de correction de l'erreur un signal de rejet de perturbation proportionnel (via un simple gain) à la sortie du procédé moins sa valeur calculée par le modèle retardé. Les paramètres de régulation à définir sont donc K_r and K_d . Le premier est calculé à partir d'un temps de réponse désiré et d'un paramètre du modèle, le second est purement fonction du modèle retardé :

$K_r = 1/(KT_r)$	$K_d = 1/(2KD)$	(III-21,22)
------------------	-----------------	-------------

Tableau 3-1 : Paramètres du régulateur proposé par Matausek & Micic [13]

K and D sont le gain et le retard du modèle du procédé.

La structure de Normey-Rico & Camacho est basée sur une structure proposée par Watanabe & Ito [15], avec un filtre supplémentaire pour la consigne de régulation. Les paramètres du contrôleur sont également calculés en fonction d'un temps de réponse voulu et des paramètres du modèle :

$T_i = 2T_r + D$	$K_c = \frac{2T_r + D}{K(T_r + D)^2}$	(III-23,24)
------------------	---------------------------------------	-------------

Tableau 3-2: Paramètres du régulateur proposé par Normey-Rico & Camacho [14]

L'étude de Valenzuela et al. [12] montre qu'une simple régulation PI-feedback ou proportionnel-feedback est suffisante pour contrôler le niveau d'un ballon de taille importante, mais qu'une régulation type prédicteur Smith est nécessaire si le ballon est de petite taille et requiert un maintien plus strict du niveau de liquide.

3.1.4. Résumé

Ainsi que vu dans cette section, un nombre important d'études de régulation ont été consacrées au mode recirculation, on peut donc proposer le tableau ci-dessous, résumant les différentes stratégies proposées ainsi que les conclusions des études auxquelles elles font référence.

Tableau 3-3 : Résumé des méthodes de contrôles référencées pour la recirculation

	Régulation vaporiseur – Type de contrôleur	Paramétrage du contrôleur	Régulation du séparateur	Paramétrage du contrôleur	Régulation surchauffeur	Paramétrage du contrôleur	Conclusions étude
Valenzuela et al., 2006 [1]	Débit recirculation constant par régulation de vitesse pompe – PI feedback	Identification de modèle par échelon en boucle ouverte + Paramétrage empirique et marge de stabilité	Niveau liquide constant par régulation débit vanne d'alimentation – PI et feedback	Identification de modèle par échelon en boucle ouverte + Paramétrage empirique et marge de stabilité	Température sortie constante par régulation débit vanne désurchauffe – PI feedback	Identification de modèle par échelon en boucle ouverte + Paramétrage empirique et marge de stabilité	Etude expérimentale Régulation satisfaisante pour ensoleillement clair et légèrement perturbé Meilleure régulation si opération à haute pression
	ΔP vanne d'alimentation constante avec régulation pompe d'alimentation – PI feedback				Pression sortie constante par régulation vanne de sortie – PI et feedback		
Eck & Hirsch, 2007 [6]	Niveau liquide séparateur et production de vapeur constant - 3 méthodes testées : voir séparateur		A : PI et feedback sur niveau – Régulation débit alimentation	Identification de modèle + Configuration manuelle avec contrainte sur dépassement et amortissement. Paramètres adaptatifs.	Température sortie constante par régulation débit vanne désurchauffe:	Modèle linéarisé et fonctions de transfert + Paramétrage adaptatif	Meilleure régulation vaporiseur : Méthode A Régulation température sortie plus efficace avec mesure directe et feedforward
			Idem + feedback sur débit vapeur surchauffe (mesure)		PI et feedback + Feedforward par mesure conditions amont et DNI		
			Idem + feedforward (mesure DNI) sur débit vapeur surchauffe				
Koch et al., 2007 [4]	Non abordé		Non abordé		Température en amont désurchauffe: Régulation multi lignes. Contrôle de l'écart à la moyenne par régulation vannes de sortie (une par ligne) – PI et feedback	Modèle mono ligne linéaire et modèle multi lignes par application matricielle + Paramétrage adaptatif selon ligne et condition écoulement	Si perturbation hétérogène d'ensoleillement, Régulation globale plus efficace si inclue régulation

Valenzuela et al., 2006 [12]	Non abordé		Niveau liquide constant par régulation débit alimentation – feedback et compensation de temps mort par prédicteurs Smith modifiés	Spécifique au prédicteur utilisé, voir références [12–14]	Non abordé		Utilisation des prédicteurs Smith nécessaire si un contrôle strict s'impose (petits ballons)
Birnbaum et al., 2011 [3]	Pas d'information		Pas d'information		Température de sortie constante par régulation de débit désurchauffe – PI et feedback sur température intermédiaire et sortie	Similaire à Koch et al. 2007 [4]	Variations de température au-delà des normes en cas de perturbations d'ensoleillement critiques
Dominguez et al., 2014 [8]	Régulation débit d'alimentation – feedforward et mesure DNI		Régulation via le contrôle du vaporiseur		Température de sortie constante, régulation via le vaporiseur – voir vaporizer		Régulation simple du débit alimentation plus efficace Régulation de l'enthalpie d'alimentation potentiellement intéressante pour éviter chute production vapeur si perturbation DNI
	Contrôle enthalpie d'alimentation par régulation débits recirculation et alimentation - feedforward et mesure DNI						
Eck & Steinmann, 2000 [4]	Contrôle de l'enthalpie de sortie par régulation de pompe d'alimentation – PI et feedback + Feedforward et mesure de DNI	Pas d'information	Régulation via le contrôle du vaporiseur		Température de sortie constante par régulation de débit de désurchauffe – PI et feedback + Feedforward par mesure conditions amont et DNI	Pas d'information	Système de contrôle "satisfaisant", mais pas de détails
	Débit recirculation / alimentation constant par régulation de				Constant outlet pressure with valve – PI and feedback		

	pompe de recirculation – PI et feedback						
--	--	--	--	--	--	--	--

3.2. Stratégies de régulation pour l'architecture once-through

Ce mode de fonctionnement est le plus simple de tous, et représente l'option la moins coûteuse pour la construction du champ solaire. En contrepartie, il y a moins d'actionneurs disponibles pour réguler la production de vapeur lorsque celle-ci doit encaisser des transitoires d'ensoleillement. Du fait de l'absence de séparateur intermédiaire et de boucle de recirculation, il y a également un couplage plus important entre les phénomènes dynamiques dans la partie de vaporisation et les conditions de la vapeur surchauffée en sortie.

Des études avec cette architecture ont aussi été menées dans le cadre du projet DISS à la plateforme solaire d'Almeria. Valenzuela et al. [16], [17] proposent une structure de contrôle de la température de vapeur surchauffée en sortie et utilisant des méthodes de feedforward. Les figures suivantes montrent un schéma de la boucle DISS en mode once-through ainsi qu'un schéma bloc du système de contrôle proposé.

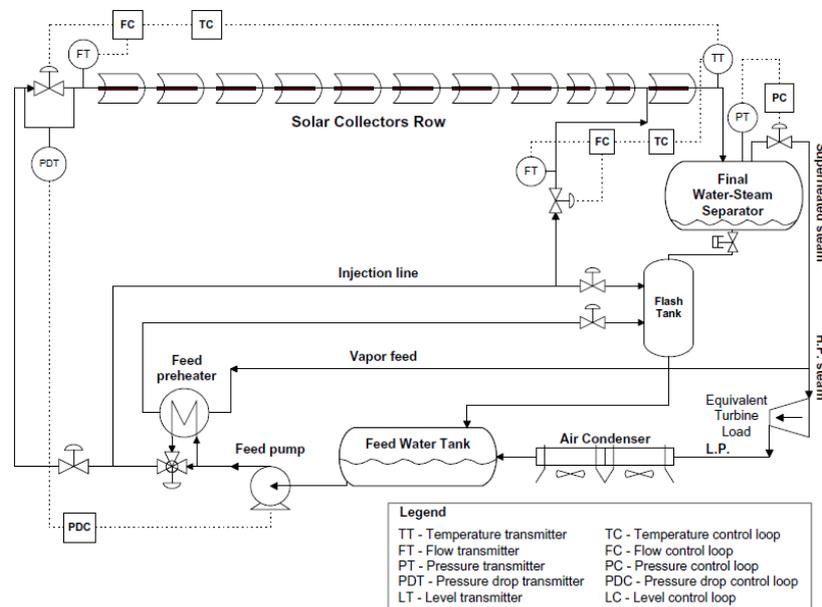


Figure 3-14: La boucle DISS en mode once-through, extrait de [16]

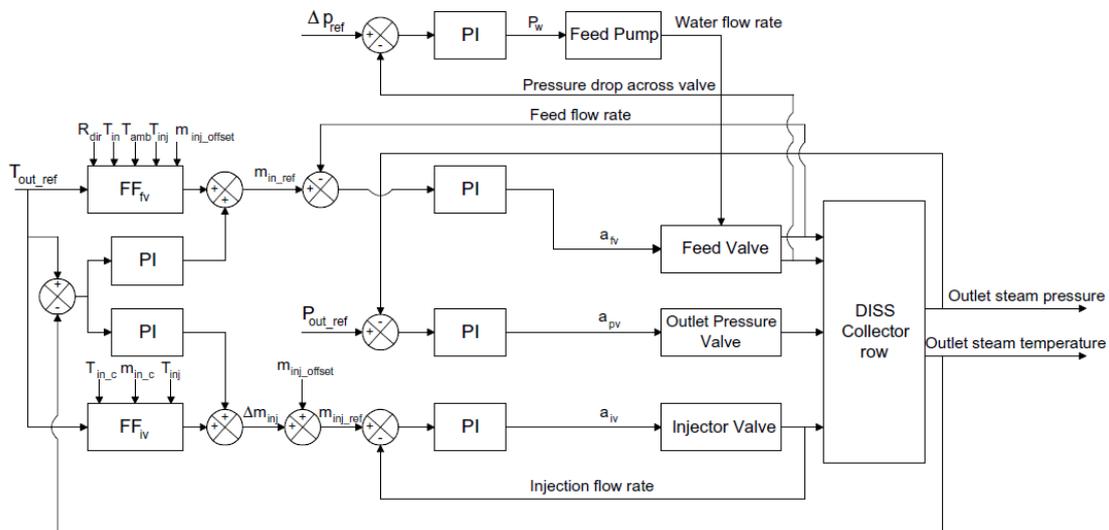


Figure 3-15: Schéma bloc du système de contrôle global [17]

3.2.1. Boucles de régulation en PI et feedback

- **Perte de charge à travers la vanne d'alimentation**

Le différentiel de pression à travers la vanne d'entrée du champ solaire est maintenu constant par la régulation de la vitesse de la pompe d'alimentation. De cette façon, la vanne offre une relation linéaire entre le pourcentage d'ouverture et le débit qu'elle délivre au champ solaire, rendant la régulation plus aisée.

- **Pression de sortie de la vapeur surchauffée**

Bien que la ligne délivre de la vapeur surchauffée en sortie, le ballon en bout de ligne sert à séparer les phases au cas où le fonctionnement n'est plus au point nominal. La pression dans cette partie de la ligne est maintenue constante par la régulation de la vanne de sortie sur la ligne qui mène à la turbine.

Ces deux boucles de régulation utilisent un contrôleur PI et une simple mesure feedback, indiquent aux boucles utilisées en mode recirculation. Le paramétrage se fait également de la même façon.

3.2.2. Structures en feedforward pour la régulation de la température de sortie

La régulation de la température de vapeur surchauffée en sortie du champ solaire se fait en utilisant deux structures, l'une agissant sur le débit en entrée de vaporiseur, l'autre agissant sur le débit de désurchauffe injecté entre le collecteur 10 et le collecteur 11.

3.2.2.1. Régulation du débit en entrée de vaporiseur

Valenzuela et al. [16] proposent une structure en cascade comportant une boucle principale (maîtresse) et une boucle secondaire (esclave), structure illustrée par la figure suivante.

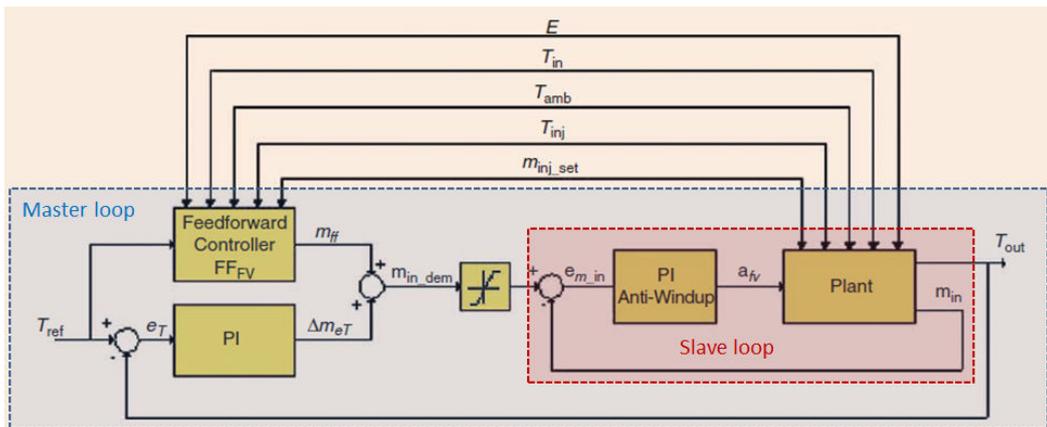


Figure 3-16: Structure de régulation du débit d'entrée de vaporiseur, extrait de [16]

La boucle principale s'appuie sur un contrôleur feedforward afin de réguler le débit à injecter pour maintenir la température de sortie à la consigne, et ce en utilisant la mesure de l'irradiation incidente et des conditions de l'écoulement. En parallèle, un contrôleur PI ajuste ce débit en utilisant la mesure feedback de la température. Le débit calculé est donc la somme de ces deux signaux et sert de consigne à la boucle esclave, qui est une simple structure PI-feedback, et qui régule le débit effectif en agissant sur la vanne d'entrée. Les régulateurs des boucles PI-feedback sont paramétrés grâce à la méthode

d'identification de modèle en boucle ouverte (déjà présentée). Les modèles identifiés et les paramètres des PI sont regroupés dans le tableau ci-dessous.

Control Loop	Model	PI Parameters	
		K_p	T_i [s]
Feed pump	$G(s) = \frac{0.1375}{s^2 + 1.322s + 0.3329}$	1.1%/bar	10
Outlet steam pressure	$G(s) = \frac{-4.54310^{-3}s - 5.05 \cdot 10^{-5}}{s^2 + 4.976 \cdot 10^{-2}s + 9.693 \cdot 10^{-5}}$	-5.3 %/bar	184
Outlet steam temperature control via injector valve (G_1 master loop, G_2 slave loop)	$G_1(s) = \frac{-a}{s+b} e^{-cs}$ where $a \in [3.12, 8.13]$, $b \in [5 \cdot 10^{-3}, 6.6 \cdot 10^{-3}]$ and $c \in [70, 100]$	-0.0015 kg/s/°C	600
	$G_2(s) = \frac{-3.2 \cdot 10^{-4}}{s+0.2}$	-500%/kg/s	12
Outlet steam temperature control via feed valve (G_1 master loop, G_2 slave loop)	$G_1(s) = \frac{-a}{s+b} e^{-cs}$ where $a \in [1.365, 2.526]$, $b \in [1.8 \cdot 10^{-3}, 9.6 \cdot 10^{-4}]$ and $c \in [395, 750]$	$-8 \cdot 10^{-5}$ kg/s/°C	250
	$G_2(s) = \frac{3 \cdot 10^{-2}}{s+0.1}$	20% kg/s	12

Figure 3-17: Modèles utilisés et paramètres des régulateurs de la structure de contrôle du débit vaporiseur, extrait de [16]

Le calcul du signal de sortie du contrôleur feedforward m_{ff} se fait par un bilan d'énergie sur toute la ligne des 11 collecteurs :

$$(m_{in} + m_{inj})h_{out} - (m_{in}h_{in} + m_{inj}h_{inj}) = \eta_{loop}A_{col}L_{loop}E - U_l S_{abs}(T_{av} - T_{amb}) \quad (III-25)$$

Les méthodes et approximations utilisées pour le calcul des termes de l'équation ci-dessus sont résumées dans le tableau suivant (en Anglais) :

m_{in}	Inlet flow rate	The feedforward controller output m_{ff}
m_{inj}	Cooling flow rate (kg/s)	Replaced by the manually fixed nominal flow rate m_{inj_set}
h_{in}	Inlet enthalpy (J/kg)	Computed with a polynomial function to the inlet temperature T_{in}
h_{inj}	Cooling water enthalpy (J/kg)	Computed with a polynomial function to the cooling water temperature T_{inj}
h_{out}	Outlet enthalpy (J/kg)	Computed with a polynomial function to the reference temperature T_{ref}
η_{loop}	Overall collector efficiency	Estimated from experimental data
A_{col}	Collector aperture (m ²)	
L_{loop}	Collector length (m)	
E	Irradiation (W/m ²)	
U_l	Thermal loss coefficient (J/s m ² K)	Approximated with a polynomial to the temperature difference $T_{av} - T_{amb}$
S_{abs}	Absorber tube surface (m)	
T_{av}	Fluid average temperature (K)	
T_{amb}	Ambient temperature (K)	

Tableau 3-4: Termes et méthodes de calcul pour le contrôleur feedforward

Le travail de Eck & Steinmann [4], déjà abordé pour la recirculation, propose une structure de contrôle de la température de sortie, mais seule la vanne d'entrée est disponible comme actionneur, il n'y a pas d'injection de désurchauffe. L'ouverture de vanne régule le débit et reçoit comme signal de contrôle la somme d'un correcteur PI utilisant la mesure feedback de la température et d'un contrôleur feedforward. La structure est illustrée par la figure ci-dessous.

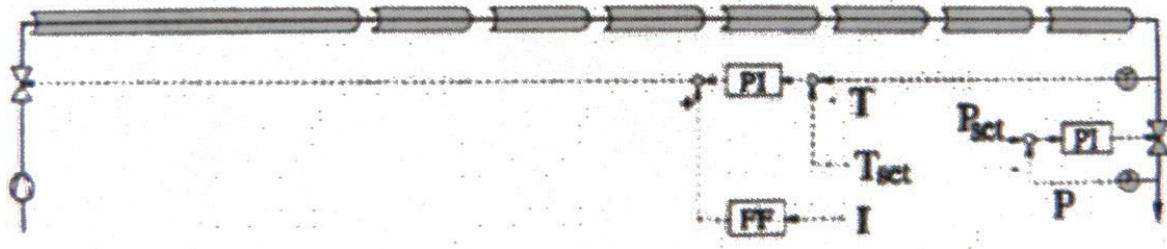


Figure 3-18 : Structure de régulation du débit en entrée de vaporiseur proposée par Eck & Steinmann [4]

3.2.2.2. Régulation du débit de désurchauffe

Dans leur travail, Valenzuela et al. [16] font mention du comportement non linéaire de la dynamique induite par la désurchauffe. La structure en cascade, utilisée également pour la régulation de débit de vaporiseur, permet la compensation des non-linéarités.

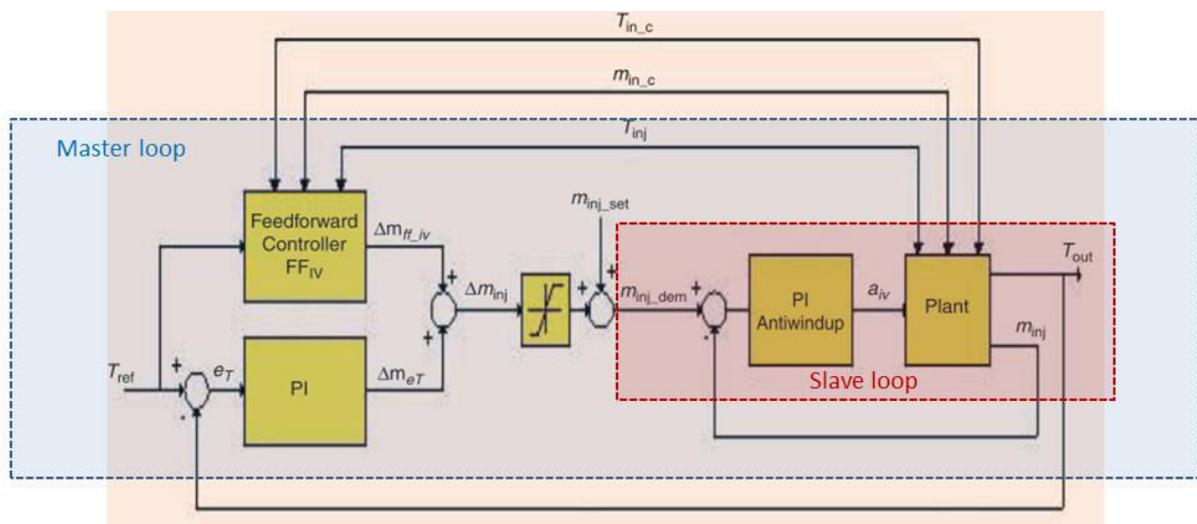


Figure 3-19: Structure de contrôle de l'injection de désurchauffe, extrait de [16]

Ce système de contrôle utilise un débit nominal d'injection imposé « manuellement » et corrigé par le signal de la boucle de contrôle principale, qui est la somme de deux débits : le contrôleur feedforward, qui calcule le débit stationnaire Δm_{ff_iv} en utilisant la mesure des conditions de l'écoulement, et le contrôleur PI qui calcule la correction Δm_{eT} en utilisant un feedback sur la température. Cette somme Δm_{inj} est utilisée pour corriger le débit nominal m_{inj_set} , et le signal obtenu sert ensuite de consigne de débit à la boucle PI-feedback esclave. Le débit nominal m_{inj_set} sert aussi au système de contrôle du débit de vaporiseur, comme on peut le voir dans la section précédente.

Un bilan d'énergie sur le dernier collecteur est utilisé pour le calcul du débit d'injection stationnaire Δm_{ff_iv} , ainsi qu'une régression linéaire pour identifier les paramètres d'une expression linéaire :

$$\Delta m_{ff_iv} = c_1 \Delta T_{in,c} + c_2 \Delta m_{in,c} + c_3 T_{ref} + c_4 T_{inj} + c_5 \quad (III-26)$$

3.2.3. Conclusion et perspectives pour le mode once-through

Nous avons donc vu que les structures de régulation proposées pour le mode « once-through » sont globalement plus complexes que celles proposées pour le mode « recirculation » (pour le débit en entrée

de vaporiseur notamment), ce qui explique peut-être qu'il reste aujourd'hui moins utilisé. Cependant, son potentiel intéressant de réduction du coût du champ solaire DSG le rend attractif. Des études supplémentaires, dont certaines centrées sur des stratégies de régulation avancées, sont en cours, notamment à la plate-forme solaire d'Almeria avec le projet DUKE [18], [19].

3.3. Stratégies de régulation pour l'architecture en injection

Au début du projet DISS, il était attendu que la contrôlabilité du mode d'opération en injection soit bonne [20]. Cela reste cependant le mode opératoire le moins étudié, que ce soit numériquement ou expérimentalement.

Comme pour le mode once-through, la préchauffe, la vaporisation et la surchauffe se font dans la même ligne sans séparateur intermédiaire. La connaissance des points de transition est donc également difficile, alors que pour définir le système de régulation, l'hypothèse doit être faite que les états enthalpiques de l'eau/vapeur soient connus aux positions des injecteurs.

Le travail de Eck & Eberl [21] propose l'étude de deux systèmes de contrôle, l'un utilisant un régulateur PI adaptatif, l'autre une régulation en Internal Model Control. L'étude est décrite ci-dessous, notamment la modélisation du surchauffeur (on se référera à l'article original pour le vaporiseur) et le travail duquel sont extraits certains modèles est indiqué.

3.3.1. Modélisation du surchauffeur

Ainsi que mentionné dans le travail de Eck & Geskes [22], plusieurs modèles de surchauffeur ont été étudiés dans le passé, et celui identifié comme le meilleur est une variante du modèle de Marsik et Fortova [5], sous la forme d'une fonction de transfert entre les différents paramètres d'influence.

Chaque section du surchauffeur modélisé est composée d'un collecteur et d'une injection de désurchauffe. La fonction de transfert entre le débit d'injection et la température de sortie est décrite ci-dessous.

$$\tilde{G}(s) = \frac{\Delta T_a}{\Delta M_i} f \frac{c + 0.2s}{s(1 + ds)} \left[a - \frac{a}{(1 + bs)^n} e^{-T_t s} \right] + \frac{a K_{Mi}}{(1 + bs)^n} e^{-T_t s} \quad (\text{III-27})$$

L'indice a correspond à la sortie du collecteur, e l'entrée de l'écoulement principal et i l'écoulement d'injection. Les paramètres a à f et T_t sont décrits dans [22]. Les fonctions de transfert entre les autres paramètres importants (débits, températures et irradiation incidence) sont aussi décrites dans ces travaux. Le terme $\frac{a}{(1+bs)^n} e^{-T_t s}$ est la fonction de transfert de la température de sortie à la température d'entrée $\frac{\Delta T_a}{\Delta T_e}$. Le terme K_{Mi} est la fonction de transfert du débit d'injection à la température d'entrée de collecteur :

$$K_{Mi} = \frac{\Delta T_e}{\Delta M_i} = \frac{M_{e0}(h_i - h_{e0})}{c_e(M_{e0} + M_i)^2} \quad (\text{III-28})$$

3.3.2. Structure de contrôle du surchauffeur

3.3.2.1. Contrôleur PI adaptatif

Les auteurs proposent un système de contrôle basé sur un régulateur PI aux paramètres adaptatifs. Ils démontrent effectivement, dans un premier temps, qu'un gain et une constante de temps fixés ne peuvent

pas être optimums pour tous les points de fonctionnement du surchauffeur. Une procédure d'optimisation pour calculer les paramètres du PI en fonction des conditions de fonctionnement est présentée, procédure utilisant un critère d'efficacité. Les résultats de l'optimisation des paramètres du PI pour chaque état de fonctionnement sont présentés sur la figure ci-dessous, et ils illustrent le besoin de paramètres adaptatifs pour couvrir l'ensemble des points de fonctionnement :

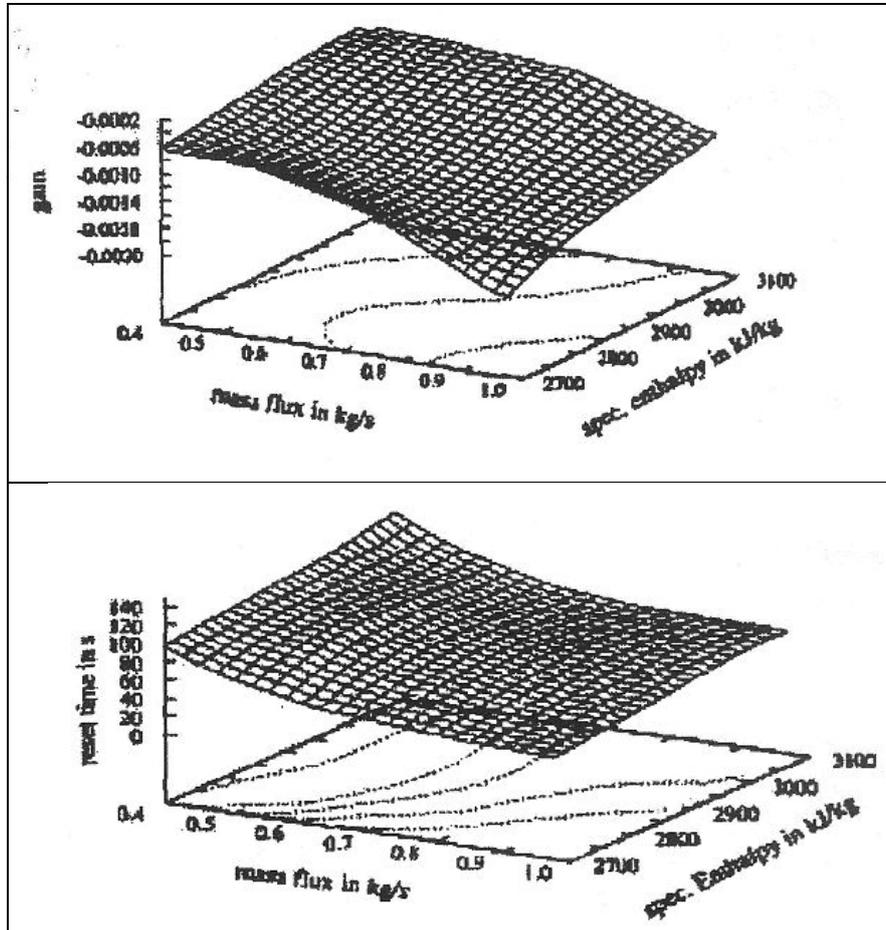


Figure 3-20: Gain (gauche) et constante de temps (droite) optimisés sur une carte de fonctionnement enthalpie – débit d'entrée, extrait de [21]

Suite à cette procédure d'optimisation, on dispose d'un réglage du régulateur pour différents états de fonctionnement. Il faut maintenant pouvoir faire l'adaptation du réglage pendant un fonctionnement réel du système. Pour se faire, les auteurs utilisent une procédure de design proposée par Astrom [23]. Elle utilise la fonction de transfert de $\tilde{G}(s)$ et sa fonction de transfert en boucle ouverte $G_0(s)$ avec le régulateur PI :

$$G_0(s) = K \left(1 + \frac{1}{T_S} \right) \tilde{G}(s) \quad (\text{III-29})$$

Cette équation peut se traduire par une relation pour le gain et une relation pour la phase, qui permettent d'exprimer les paramètres du PI:

$$T = -\frac{1}{\omega_d} \tan(\varphi_0 - \varphi_G) \quad (\text{III-30}) \quad K = \sin(\varphi_0 - \varphi_G) \frac{|G_0(j\omega_d)|}{|\tilde{G}(j\omega_d)|} \quad (\text{III-31})$$

Pour chaque point de fonctionnement de la fonction de transfert $\tilde{G}(s)$, c'est-à-dire pour chaque fréquence ω_d , un point de fonctionnement en boucle ouverte $G_0(j\omega_d)$ est calculé grâce aux équations (III-30) et (III-31), et aux valeurs de K et T préalablement calculés par la procédure d'optimisation. Les points de fonctionnement $G_0(j\omega_d)$ obtenus sont tous tracés sur un diagramme de Nyquist, formant un nuage de points. Parmi eux, un point est choisi visuellement comme représentant d'un bon compromis des différents états de fonctionnement du système. Ce point est ensuite utilisé comme référence durant le fonctionnement. En effet, durant l'opération réelle du système et de sa régulation, les paramètres du PI sont calculés en direct à nouveau avec les équations (III-30) et (III-31), et le point de référence.

L'avantage de ce système adaptatif est que la coûteuse procédure d'optimisation initiale n'est exécutée qu'une seule fois, et que l'adaptation en direct des paramètres du PI pendant le fonctionnement se fait par un simple calcul algébrique. Cette méthode requiert par contre d'identifier (visuellement sur le Nyquist) un point de fonctionnement « moyen » représentatif de l'état du système.

3.3.2.2. Contrôle par modèle interne

Le contrôle par modèle interne est un champ relativement vaste et complexe du contrôle-commande, et nous ne présentons ici que le principe de base. Pour plus d'informations générales sur l'IMC, on pourra se référer à la référence [2], et à l'étude [21] abordée ici pour des détails sur la mise au point de la méthode IMC utilisée.

Le principe du contrôle par modèle interne (*Internal Model Control, ou IMC*) consiste à utiliser une estimation $\tilde{g}(s)$ du modèle $g(s)$ du procédé à contrôler, pour la définition du régulateur. La figure ci-dessous illustre le principe.

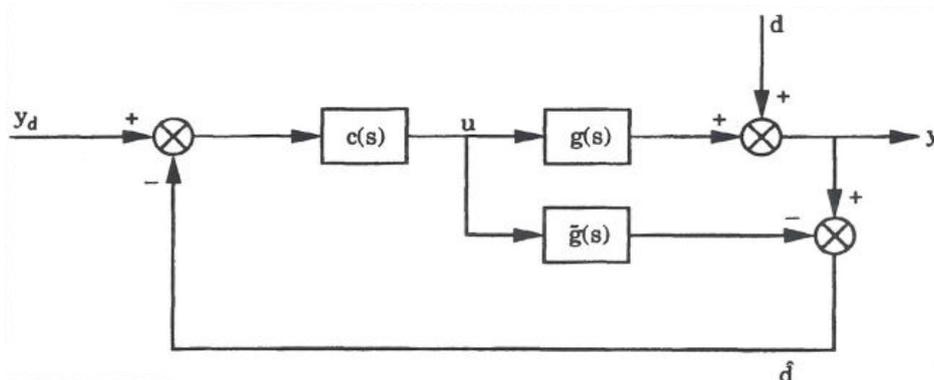


Figure 3-21: Principe de l'IMC, extrait de [2]

d and \hat{d} sont respectivement la perturbation et l'estimation de la perturbation. Ce diagramme bloc peut se reformuler sous d'autres formes équivalentes, présentées sur les diagrammes ci-dessous :

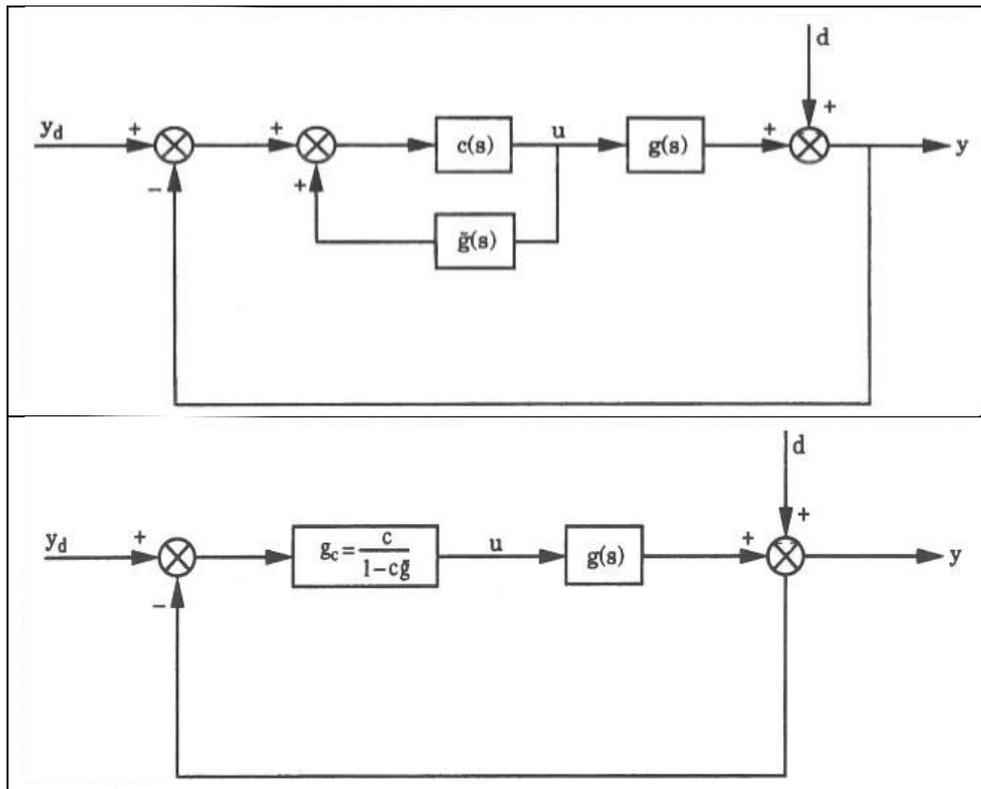


Figure 3-22: Diagrammes blocs alternatifs pour le principe de l'IMC : boucle secondaire (haut), et feedback conventionnel (bas), extrait de [2]

A partir du diagramme représentant la structure conventionnelle feedback, on peut voir que définir une structure de contrôle IMC revient à définir le contrôleur c . On l'exprime généralement comme le produit de l'inverse de la partie « inversible » \tilde{g}_- de la fonction $\tilde{g}(s)$ et d'une fonction filtre :

$$c(s) = \frac{1}{\tilde{g}_-} f(s) \quad (\text{III-32})$$

La fonction filtre a généralement la forme mathématique ci-dessous. λ est un paramètre et n est l'ordre, choisi tel que le numérateur de $c(s)$ soit d'ordre inférieur à celui de son dénominateur.

$$f(s) = \frac{1}{(\lambda s + 1)^n} \quad (\text{III-33})$$

3.3.2.3. Performances des systèmes de contrôle proposés

Des simulations sont effectuées par les auteurs avec une première configuration de régulation IMC, ainsi qu'avec le contrôle adaptatif PI. Comme on peut le voir sur la figure de droite ci-dessous, le signal de l'actionneur a un comportement oscillant inacceptable avec la méthode IMC, et stable avec la méthode PI. La réponse du système en température de sortie de vapeur est montrée sur la figure de gauche.

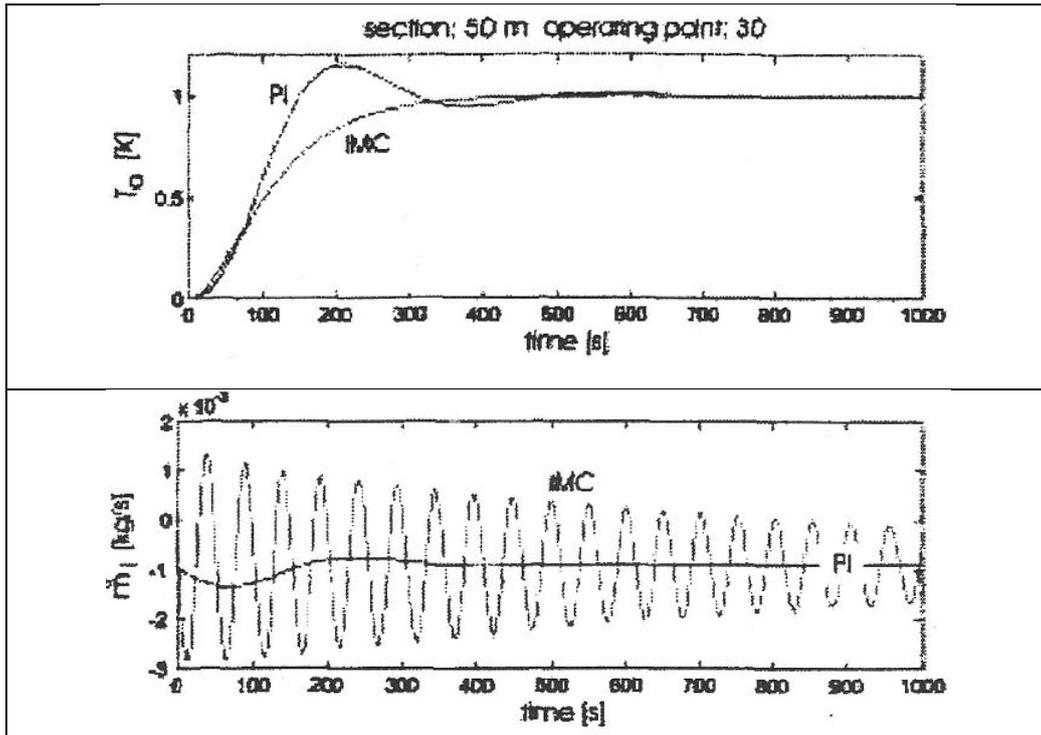


Figure 3-23: Performances des systèmes de contrôle PI et IMC: température de sortie de vapeur (haut) et signal de l'actionneur (bas), extraits de [21]

Le contrôleur de la méthode IMC est recalculé pour améliorer la régulation, et à nouveau comparé à la méthode PI adaptative :

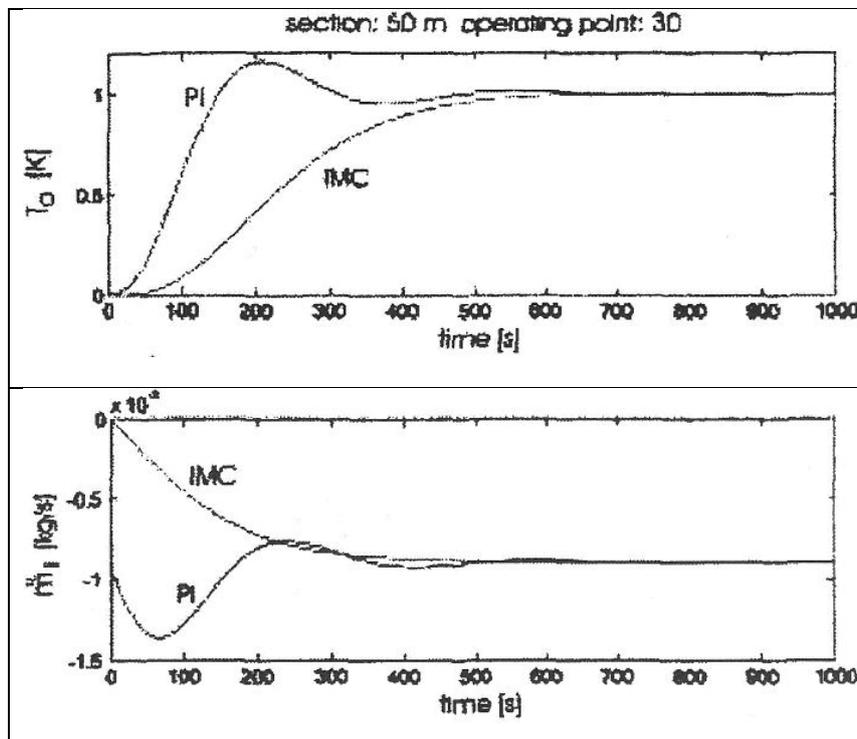


Figure 3-24: Performances, après nouvelle définition, des systèmes de contrôle PI et IMC: température de sortie de vapeur (haut) et signal de l'actionneur (bas), extraits de [21]

On peut voir que le signal de l'actionneur de la méthode IMC n'est plus oscillant, mais la température est plus lente à atteindre la consigne qu'avec la régulation PI.

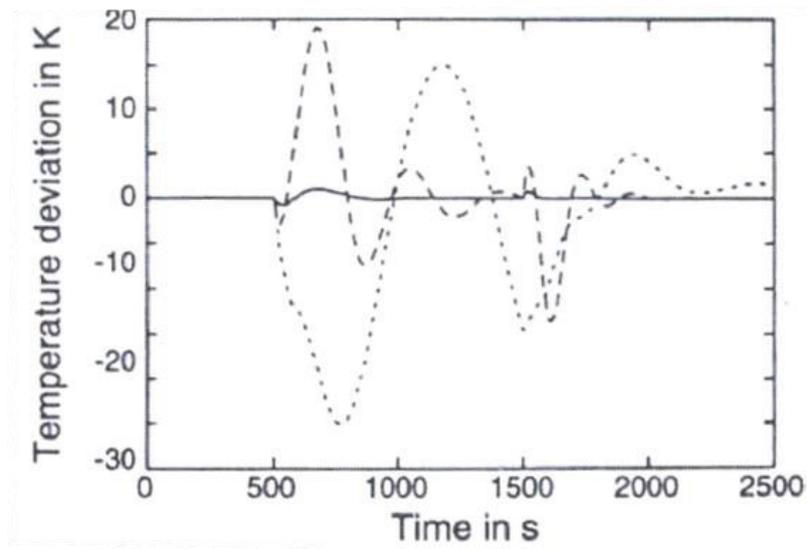


Figure 3-26 : Ecart à la consigne de la température de sortie après perturbation d'ensoleillement pour le mode once-through (***) , recirculation (- - -) et injection (-), extrait de [9]

Les auteurs étudient également l'influence de la précision de l'irradiation directe réelle, et montrent qu'elle est cruciale au bon fonctionnement de la régulation, comme le montre la figure ci-dessous.

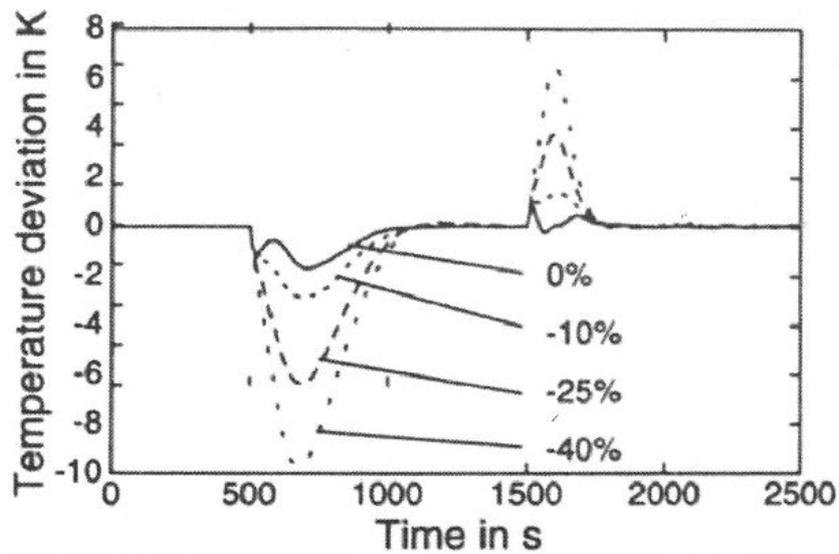


Figure 3-27: Influence de la précision de la mesure de l'irradiation directe sur l'écart à la consigne de la température de sortie, pour un mode en injection à trois points, extrait de [9]

L'efficacité, et donc l'intérêt de la méthode feedforward par rapport à une régulation plus basique, est donc conditionnée à une mesure précise du flux solaire direct disponible. On peut donc supposer que mettre en application cette méthode de régulation sur une centrale commerciale, où un grand champ solaire nécessiterait un grand nombre de capteurs différents, serait relativement coûteux. C'est d'autant plus vrai pour cette architecture d'injection, car la mesure du DNI doit être à la fois précise et localisée au niveau des injecteurs.

3.4. Retour d'expérience des centrales commerciales en fonctionnement

Il y a peu de centrales commerciales CSP utilisant la génération directe de vapeur, et encore moins dans la filière à concentration linéaire. A date d'écriture de ce manuscrit, il y a notre connaissance quatre centrales de ce type générant une production électrique raccordée au réseau.

Certaines données de fonctionnement et des informations techniques sur ces centrales sont disponibles dans la littérature, mais très peu d'informations précises sont publiées, et notamment pour les systèmes de régulation, pour des raisons de confidentialité industrielle. Il paraît néanmoins intéressant de mettre en perspective les méthodes de régulation proposées dans la littérature scientifique (et qui restent pour la plupart des études numériques) avec les applications concrètes industrielles.

3.4.1. La centrale Thai Solar One

La centrale cylindro-parabolique Thai Solar One (TSE-1), développée par la compagnie allemande Solarlite et localisée à Kanchanaburi en Thaïlande, est la première et unique centrale commerciale utilisant la génération directe de vapeur avec des collecteurs cylindro-paraboliques. Elle délivre une production maximale de 5 kW électriques, et est raccordée au réseau depuis 2011. Le champ solaire est configuré en mode recirculation, et comporte 12 boucles (ou lignes) de vaporisation et 7 boucles de surchauffe, avec un séparateur de phase central [24]. La centrale est située dans une région au climat tropical difficile pour la technologie CSP, étant donné le caractère fluctuant de l'ensoleillement local. Une évaluation récente des performances du vaporiseur par le DLR est disponible, dans laquelle quelques informations sont disponibles à propos du système de régulation [25]. Le débit en entrée de chaque ligne de vaporiseur est contrôlé par une vanne, et la consigne de débit est calculée en fonction de l'irradiation mesurée en direct, ce qui correspond à une méthode feedforward. La même mesure de DNI est utilisée pour toutes les lignes, la consigne de débit est donc globale et celle d'une ligne correspond simplement au débit total divisé par le nombre de lignes. La dernière étude fait état d'une bonne répartition de débit entre les lignes pour les jours de fonctionnement à DNI stable et ceux à DNI fluctuant mais avec une amplitude faible (en hiver), mais d'une répartition moins bonne pour les jours à DNI fluctuant avec une grosse amplitude. Un débit trop faible génère parfois une surchauffe locale dans le tube, nuisible à sa durabilité.

3.4.2. La centrale LFR Puerto Errado I

La centrale de démonstration Puerto Errado I (PE 1) a commencé à fonctionner en 2009. Elle a été développée par la société allemande Novatec Biosol (renommée par la suite Novatec Solar, puis récemment devenue Frenell) et utilise le collecteur NOVA-1 qui produit de la vapeur saturée [26]. Après la démonstration de son bon fonctionnement, le collecteur SUPERNOVA a été conçu pour produire de la vapeur surchauffée à 450°C [27], [28] et a été intégré dans PE 1. La figure ci-dessous est une

représentation 3D du collecteur, qui montre une section de séparation dans le champ solaire, ce qui indique un fonctionnement en mode recirculation.

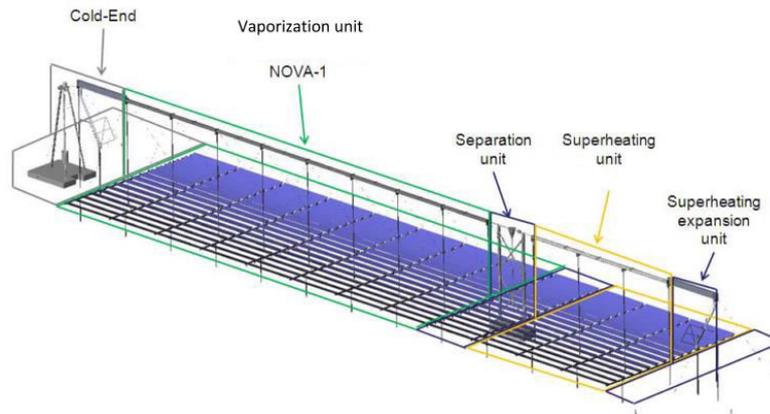


Figure 3-28: Le collecteur SUPERNOVA de Novatec Biosol, extrait de [27]

Le contrôle de la température de sortie est géré par la régulation de la surface focalisée (ce qui est spécifique au Fresnel), la régulation du débit vapeur (via une vanne de sortie et un by-pass) et de l'injection de désurchauffe [29]. Il est montré dans l'article cité que la température de sortie de la vapeur surchauffée est correctement maintenue à la consigne pour des journées aux fluctuations de l'ensoleillement relativement fortes. La vanne de sortie servant généralement à réguler la pression de la vapeur envoyée à la turbine, il n'est pas souhaitable qu'elle soit utilisée pour la régulation du débit dans l'optique de maintenir en température. Une journée de fonctionnement sans régulation de la vanne de pression de sortie est donc aussi présentée, et le maintien en température est assuré. Il s'agit toutefois d'une journée sans perturbations de DNI.

Les auteurs présentent une étude numérique où une méthode de régulation de la désurchauffe est utilisée, méthode basée sur le calcul du débit injecté par un bilan énergétique sur le collecteur (incluant un calcul de son rendement) et une mesure de l'irradiation réelle. Un contrôle supplémentaire par feedback sur la température de sortie est également utilisé.

3.4.3. La centrale LFR Puerto Errado II

Faisant suite à la preuve de concept de Puerto Errado I, Puerto Errado II a démarré sa production en 2012. La centrale fournit 30 MWe au nominal et utilise le collecteur SUPERNOVA testé dans PE 1 [30]. La centrale fonctionne avec deux blocs de puissance, ce qui permet d'assurer une production électrique plus longtemps le soir en utilisant l'intégralité du champ solaire pour un seul bloc turbine. En effet, alimenter une seule turbine en additionnant les débits plus faibles observés le soir dans chaque ligne permet d'assurer plus longtemps son fonctionnement.

Le système de contrôle est similaire à celui de PE 1 pour la régulation de la température de sortie. La régulation du vaporiseur, elle, est assurée par des vannes contrôlant le débit à l'entrée de chaque ligne. Une méthode de feedforward est utilisée, puisque la mesure de l'irradiation incidente et de l'état de l'eau/vapeur dans la ligne sert à calculer la consigne de débit. Selon la consigne du système pour la température et pression de sortie, la surface de miroirs focalisés est également adaptée durant le fonctionnement. Il est intéressant de noter que le champ solaire est dimensionné de façon à ce que pour les journées durant lesquelles le pic de DNI est le plus fort, la surface à focaliser doit être diminuée pour ne pas dépasser la consigne de pression et de température. La figure suivante présente le fonctionnement du champ solaire pour une belle journée d'ensoleillement à fort DNI. On voit en effet

que la surface focalisée (courbe verte) est régulée à la baisse autour de 14h00 heure locale. Ce dimensionnement permet (entre autres) de maintenir en température pour des baisses de DNI plus importantes.

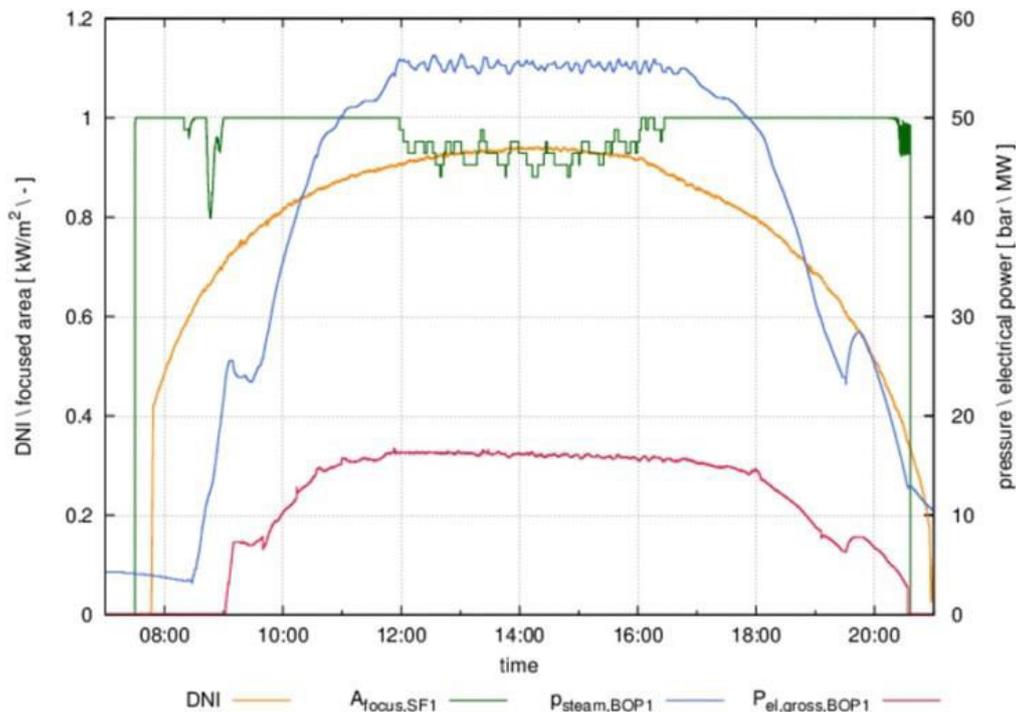


Figure 3-29 : Données de fonctionnement du champ solaire de PE 2, extrait de [30]

3.4.4. Le collecteur CLFR SSG4

Le concept CLFR (pour Compact Linear Fresnel Reflector) a à l'origine été proposé dans les travaux de Mills & Morrison [31], et il est à la base des centrales DSG d'Areva Solar [32]. Cette dernière référence présente le collecteur SSG4 de la centrale Kimberlina, fonctionnant en mode once-through avec une configuration à deux passes (le fluide fait un aller-retour dans le récepteur). Le collecteur peut être utilisé pour délivrer de la vapeur à un bloc turbine ou bien pour l'hybridation solaire d'un procédé de chaleur industrielle.

Le travail de Tanner et al. [33] présente le contrôle par prédiction de modèle (ou *Model Predictive Control, MPC*) utilisé pour leur collecteur SSG4. Les deux variables contrôlées pour chaque ligne sont la pression en sortie de ligne et le débit en entrée. Le contrôleur MPC calcule les consignes de régulation pour ces deux paramètres dans une boucle de contrôle externe, consignes ensuite utilisées par deux boucles de contrôles internes utilisant une mesure feedback et un régulateur PI. La consigne de débit d'entrée est complétée par un contrôleur feedforward utilisant la mesure de l'irradiation directe. Le diagramme-bloc ci-dessous schématise le système de contrôle :

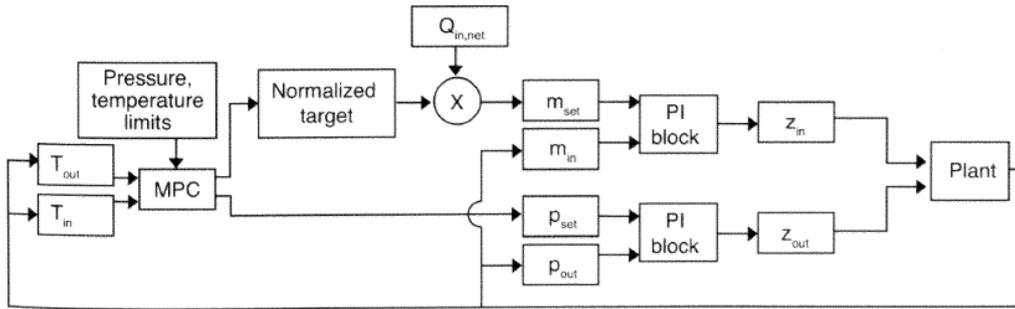
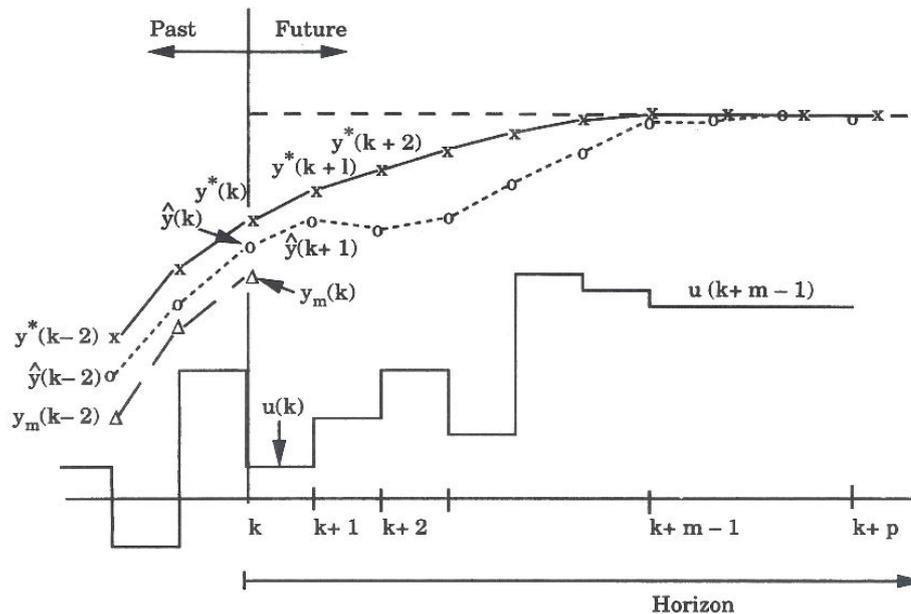


Figure 3-30 : Diagramme-bloc de la régulation de SSG4, extrait de [33]

Les objectifs du système de contrôle sont le maintien de la température et de la pression de sortie à $\pm 20^\circ\text{C}$ et ± 3 bars de la consigne. Ces objectifs ont été atteints lors d'une campagne d'essais en 2010, selon [33], mais il n'y pas d'informations disponibles sur les performances du système de contrôle en termes de gradients d'évolution de température ou de pression. Ce système de régulation fait également l'objet d'un brevet européen [34].

Le principe de base de la méthode MPC est d'utiliser l'estimation du comportement futur du système (c'est-à-dire le comportement compte tenu de la dernière action de régulation) pour calculer l'action de régulation suivante. Ceci afin de minimiser l'erreur entre l'estimation du comportement et le comportement voulu du système (ou trajectoire de référence), sur un horizon temporel donné. La figure ci-dessous représente les différents éléments d'un système MPC sur un tracé temporel.



Example of elements in model predictive control: \times — \times : reference trajectory, y^* ; o — o : predicted output, \hat{y} ; Δ — Δ : measured output, y_m ; —: control action, u .

Figure 3-31: Eléments d'un système de contrôle MPC, extrait de [2]

y^* est la trajectoire de référence de la variable à contrôler sur un certain horizon temporel, \hat{y} la prévision de la trajectoire sur ce même horizon. y_m est la trajectoire réelle mesurée, et u est l'action de régulation calculée sur l'horizon temporel.

Le contrôle MPC est actuellement largement utilisé par les ingénieurs dans le milieu de la régulation des procédés industriels, et particulièrement pour les procédés caractérisés par des comportements dynamiques complexes (gros retards, réponse inverse, instabilités, etc.) [2]. C'est le cas des collecteurs linéaires utilisés pour faire de la génération directe de vapeur. Néanmoins, comme il a été vu dans les sections précédentes, aucune autre étude (à notre connaissance) ne propose l'utilisation d'une méthode MPC pour la régulation, même seulement théorique ou numérique. Cela est probablement dû au fait que les ingénieurs souhaitent proposer des systèmes relativement simples, en gardant à l'esprit que les opérateurs de centrales CSP DSG doivent pouvoir les piloter sans avoir à suivre de formations complexes sur des stratégies avancées de régulation.

3.5. Références

- [1] L. Valenzuela, E. Zarza, M. Berenguel, and E. F. Camacho, "Control scheme for direct steam generation in parabolic troughs under recirculation operation mode," *Solar Energy*, vol. 80, pp. 1-17, 2006.
- [2] B. A. Ogunnaike and W. Harmon Ray, *Process Dynamics, Modeling, and Control*. Oxford University Press, 1994.
- [3] J. Birnbaum et al., "Steam temperature stability in a direct steam generation solar power plant," *Solar Energy*, vol. 85, pp. 660-668, 2011.
- [4] S. Koch, M. Eck, and T. Hirsch, "Modelling and Control of a Solar-Thermal Parabolic Trough DSG Superheater with several Parallel Rows and Central Steam Separation," in *Proceedings of ES2007 - Energy Sustainability 2007*, 2007, pp. 1005-1014.
- [5] J. Marsik and A. Fortova, "Eine neue einfache Methode der Berechnung von Übergangsfunktionen eines Dampferhitzers," *Automatisace*, vol. 6, pp. 188-190, 1958.
- [6] M. Eck and T. Hirsch, "Dynamics and control of parabolic trough collector loops with direct steam generation," *Solar Energy*, vol. 81, pp. 268-279, 2007.
- [7] E. Zarza, M. Esther, L. Gonza, M. Caballero, and F. Rueda, "INDITEP : The first pre-commercial DSG solar power plant," *Solar Energy*, vol. 80, pp. 1270-1276, 2006.
- [8] L. F. Domínguez, F. Klasing, and M. Mercangöz, "Modeling and Control of a Linear Fresnel Collector System," in *2014 European Control Conference*, 2014, pp. 1042-1048.
- [9] M. Eck and W.-dieter Steinmann, "Dynamic Behaviour of the Direct Steam Generation in Parabolic Trough Collectors: A simulation Study," in *10th SolarPACES International Symposium; Solar Thermal 2000*, 2000, pp. 101-106.
- [10] M. R. Malayeri, S. Ñ. Zunft, and M. Eck, "Compact field separators for the direct steam generation in parabolic trough collectors : An investigation of models," *Energy*, vol. 29, pp. 653-663, 2004.
- [11] M. Eck, H. Schmidt, M. Eickhoff, and T. Hirsch, "FIELD TEST OF WATER-STEAM SEPARATORS FOR THE DSG PROCESS," in *SolarPACES2006*, pp. 1-9.
- [12] L. Valenzuela, E. Zarza, and J. León, "APPROACHES FOR CONTROLLING THE LEVEL IN WATER / STEAM SEPARATORS OF A DSG SOLAR FIELD CONFIGURED IN RECIRCULATION MODE," in *SolarPACES2006*, 2006, pp. 1-8.
- [13] M. . Matausek and A. . Micik, "A Modified Smith Predictor for Controlling a Process with an Integrator and Long Dead-Time," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 41, no. 8, pp. 1199-1203, 1996.
- [14] J. E. Normey-rico and E. F. Camacho, "Robust tuning of dead-time compensators for Processes with an Integrator and Long dead-time," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 44, no. 8, pp. 123-129, 1999.
- [15] K. Watanabe and M. Ito, "A process-model control for linear systems with delay," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 26, no. 6, 1981.

- [16] L. Valenzuela, E. Zarza, M. Berenguel, and E. F. Camacho, "Direct steam generation in solar boilers, using feedback to maintain conditions under uncontrollable solar radiations," *IEEE Control Systems Magazine*, pp. 15-29, 2004.
- [17] L. Valenzuela, E. Zarza, M. Berenguel, and E. F. Camacho, "Control concepts for direct steam generation in parabolic troughs," *Solar Energy*, vol. 78, pp. 301-311, 2005.
- [18] J. F. Feldhoff et al., "Concept comparison and test facility design for the analysis of direct steam generation in once-through mode," in *SolarPACES2012*, 2012.
- [19] J. F. Feldhoff et al., "Status and First Results of the DUKE Project – Component Qualification of New Receivers and Collectors," *Energy Procedia*, vol. 49, pp. 1766-1776, 2014.
- [20] E. Zarza, J. . Ajona, and K. Hennecke, "Project DISS - Technological Program on Solar Power Plants with Parabolic Troughs and Direct Solar Steam Generation," *Solar Engineering - ASME*, 1997.
- [21] M. Eck and M. Eberl, "Controller design for injection mode driven direct solar steam generating parabolic trough collectors," in *Proceedings of the 1999 Solar World Congress*, 1999, pp. 247-257.
- [22] M. Eck and P. Geskes, "Experimental Investigations on the dynamic fluid behavior in horizontal absorber tubes with direct steam generation.pdf," *Journal de Physique*, vol. 9, pp. 129-134, 1999.
- [23] K. . Astrom, "Ziegler-Nichols Auto-tuners," 1982.
- [24] D. Krüger et al., "Experiences with Direct Steam Generation at the Kanchanaburi Solar Thermal Power Plant," in *SolarPACES2012*, 2012.
- [25] A. Khenissi, D. Krüger, T. Hirsch, and K. Hennecke, "Return of experience on transient behavior at the DSG solar thermal Power plant in Kanchanaburi , Thailand," in *SolarPACES2014*, 2015, vol. 0.
- [26] G. Hautmann, M. Selig, and M. Mertins, "FIRST EUROPEAN LINEAR FRESNEL POWER PLANT IN OPERATION - OPERATIONAL EXPERIENCE & OUTLOOK," in *SolarPACES2009*, vol. 1, no. 2008.
- [27] M. Selig and M. Mertins, "From saturated to superheated direct solar steam generation - technical challenges and economical benefits," in *SolarPACES2010*, 2010.
- [28] G. Morin, M. Mertins, J. Kirchberger, and M. Selig, "SUPERNOVA – CONSTRUCTION , CONTROL & PERFORMANCE OF STEAM SUPERHEATING LINEAR FRESNEL COLLECTOR," in *SolarPACES2011*, pp. 1-6.
- [29] G. Morin, J. Kirchberger, N. Lemmertz, and M. Mertins, "Operational results and simulation of a superheating Fresnel collector," in *SolarPACES2012*, 2012.
- [30] M. Mertins, E. Link, M. Tscheche, and H. Leuckel, "Experiences of Operation of a 30 MW Solarthermal Power Station Based on Fresnel Collector Technology," in *SolarPACES2012*, 2012.
- [31] D. R. Mills and G. L. Morrison, "COMPACT LINEAR FRESNEL REFLECTOR SOLAR THERMAL POWERPLANTS," *Solar Energy*, vol. 68, no. 3, pp. 263-283, 2000.

- [32] W. M. Conlon, "SUPERHEATED STEAM FROM CLFR SOLAR STEAM GENERATORS," in *SolarPACES2011*.
- [33] P. Tanner, K. Rasmussen, P. Johnson, A. Hoermann, and W. Cheng, "Control of Solar Steam Generators," in *Proceedings of the ASME-POWER2011 conference*, 2011.
- [34] P. Tanner and K. Rasmussen, "Method of controlling a direct solar steam generator and corresponding control system," 2013.